



**HAL**  
open science

# Analyse tribo-énergétique du procédé de toilage des portées cylindriques en acier traité et en fonte à graphite sphéroïdal

Edoardo Sura

► **To cite this version:**

Edoardo Sura. Analyse tribo-énergétique du procédé de toilage des portées cylindriques en acier traité et en fonte à graphite sphéroïdal. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2007. Français. NNT : 2007ENAM0043 . pastel-00003769

**HAL Id: pastel-00003769**

**<https://pastel.hal.science/pastel-00003769>**

Submitted on 29 May 2008

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Ecole doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

# THÈSE

pour obtenir le grade de

## Docteur

de

## **l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

### **Spécialité "Procédés de Fabrication"**

*présentée et soutenue publiquement par*

**Edoardo SURA**

le 20 Décembre 2007

**ANALYSE TRIBO-ÉNERGÉTIQUE DU PROCÉDÉ DE TOILAGE DES PORTÉES  
CYLINDRIQUES EN ACIER TRAITÉ ET EN FONTE À GRAPHITE SPHÉROÏDAL**

*Directeur de thèse : **Mohamed EL MANSORI***

*Co-encadrement de la thèse : **Patrick GHIDOSSI***

**Jury :**

<b>Pierre Montmitonnet</b> , Directeur de Recherches CNRS, Chef du groupe de recherche Surface Et Tribologie, Ecole des Mines de Paris	Président du jury
<b>M. Christopher A. Brown</b> , Professeur, Directeur, Center for Advanced Abrasive Processes , Worcester Polytechnic Institute, Worcester, USA	Rapporteur
<b>Maxence Bigerelle</b> , Professeur, Laboratoire Roberval, Université de Technologie de Compiègne	Rapporteur
<b>Hassan Zahouani</b> , Professeur, Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes, Ecole Centrale de Lyon	Examinateur
<b>Mohamed El Mansori</b> , Professeur, Laboratoire de Mécanique et Procédés de Fabrication (EA4106), Arts et Métiers ParisTech / CER-ENSAM de Châlons en Champagne	Examinateur
<b>Patrick Ghidossi</b> , Maître de Conférences, Laboratoire de Mécanique et Procédés de Fabrication, Arts et Métiers ParisTech / CER-ENSAM de Châlons en Champagne	Examinateur
<b>François Beauxis</b> , Directeur de l'Ingénierie Process, RENAULT	Examinateur
<b>Tommaso Dal Negro</b> , Chef de l'UET – Système Industriel, RENAULT.	Examinateur
<b>Stephane Deblaise</b> , Chef de Projet Ingénierie, RENAULT	Membre Invité

**Laboratoire de Mécanique et Procédés de Fabrication**  
*ENSAM, CER de Châlons en Champagne*

*L'ENSAM est un Grand Etablissement dépendant du Ministère de l'Education Nationale, composé de huit centres :  
AIX-EN-PROVENCE ANGERS BORDEAUX CHÂLONS-EN-CHAMPAGNE CLUNY LILLE METZ PARIS*

# Table des matières

<b>Nomenclature</b>	<b>XV</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>1 Étude bibliographique</b>	<b>5</b>
1.1 Introduction . . . . .	5
1.1.1 Usinage à l'abrasif . . . . .	6
1.2 Principaux mécanismes physiques d'abrasion . . . . .	10
1.2.1 Mécanismes élémentaires d'abrasion monograin . . . . .	10
1.2.2 Mécanismes d'abrasion multi-grains . . . . .	12
1.3 Le procédé de toilage . . . . .	17
1.3.1 Les variables "process" d'influence reconnues en toilage . . . . .	18
1.3.1.1 Conditions de chargement de contact . . . . .	18
1.3.1.2 Influence des propriétés ainsi que la géométrie du cylindre de contact (galet de contact) . . . . .	20
1.3.1.3 L'effet d'oscillation de contact film abrasif-pièce . . . . .	24
1.3.1.4 Effets d'efforts d'abrasion . . . . .	26
1.3.1.5 Conclusion . . . . .	29
1.3.2 Toilage des portées cylindriques : applications industrielles et solu- tions technologiques . . . . .	30
1.4 Conclusion . . . . .	36
<b>2 Dispositifs d'essai de toilage et méthodologie expérimentale</b>	<b>37</b>
2.1 Banc de toilage . . . . .	37
2.1.1 Appareil de toilage rapporté . . . . .	37
2.1.2 Machine-outil . . . . .	39
2.2 Instrumentation intégrée et Métrologie associée . . . . .	40
2.2.1 Détermination de la puissance de toilage $P_{toilage}$ . . . . .	41

2.2.2	Mesure de l'effort de serrage des mâchoires $F_S$ . . . . .	42
2.2.3	Détermination de la pression locale de contact par insert $p$ . . . . .	43
2.2.4	Métrologie associée . . . . .	44
2.2.4.1	Variables dimensionnelles : Diamètre $\phi$ et épaisseur de matière enlevée $e_p$ . . . . .	45
2.2.4.2	Variables d'écart de forme : Circularité $C$ et Facettes . . . . .	46
2.2.4.3	Variables d'état de surface : Ondulation $W$ et Rugosité $R$ . . . . .	47
2.2.4.4	Variables liées à la caractérisation des films abrasifs . . . . .	48
2.3	Méthodologie expérimentale . . . . .	52
2.3.1	Couples outil (toile)/pièce étudiés . . . . .	52
2.3.1.1	Outil-toile . . . . .	52
2.3.1.2	Pièces d'essais . . . . .	54
2.3.1.3	Conduite des tests instrumentés de toilage . . . . .	55
2.3.2	Expertise de retour d'essai . . . . .	56
2.4	Conclusion . . . . .	58

### **3 Etude de l'influence des variables "process" sur les caractéristiques d'état de surface et de forme** **59**

3.1	Cas où la contreface du film abrasif est en acier . . . . .	60
3.1.1	Intervention des variables process . . . . .	60
3.1.1.1	Temps de cycle . . . . .	60
3.1.1.2	Fréquence d'oscillation . . . . .	63
3.1.1.3	Pression de contact $p$ . . . . .	64
3.1.1.4	Taille des grains abrasifs . . . . .	69
3.1.2	Analyse des variables physiques . . . . .	71
3.1.2.1	Variation de la puissance absorbée . . . . .	71
3.1.2.2	Variation de l'usure volumique . . . . .	72
3.1.2.3	Variation de l'énergie spécifique avec les variables process . . . . .	74
3.2	Cas où la contreface du film abrasif est en fonte GS . . . . .	76
3.2.1	Intervention des variables process . . . . .	77
3.2.1.1	Pression de contact $p$ et durée de toilage $t_{toilage}$ . . . . .	77
3.2.1.2	Taille des grains d'abrasifs . . . . .	81
3.2.2	Analyse énergétique du toilage de la fonte GS . . . . .	83
3.3	Conclusions . . . . .	85

<b>4</b>	<b>Expertises de retour d'essais : Aspects micro et macroscopiques de surfaces de couples toile/pièce.</b>	<b>89</b>
4.1	État de l'abrasif comme traceur des conditions locales de toilage . . . . .	89
4.1.1	Caractérisation du pouvoir d'indentation de la toile abrasive . . . . .	90
4.1.1.1	Résultats des tests statiques . . . . .	91
4.1.1.2	Résultats des tests dynamiques . . . . .	92
4.1.2	Observations et analyses des pistes de frottement à sec de films abrasifs	93
4.1.2.1	Influence du temps cycle . . . . .	93
4.1.2.2	Influence de la fréquence des oscillations . . . . .	95
4.1.2.3	Influence de la pression de contact . . . . .	98
4.1.3	Observations et analyses des pistes de frottement avec arrosage de films abrasifs . . . . .	101
4.1.3.1	Influence de la pression de contact sur l'action d'arrosage .	102
4.1.3.2	Influence de la taille des grains abrasifs sur l'action d'arrosage . . . . .	103
4.2	État de la surface usinée comme signature du process . . . . .	106
4.2.1	Evolution des propriétés mécaniques de surface . . . . .	106
4.2.2	Evolution des caractéristiques topographiques de surface . . . . .	111
4.2.2.1	Caractérisation de l'état des surfaces toilées à l'aide des observations au MEB . . . . .	112
4.2.2.2	Analyse multi-échelles de la morphologie de surface toilée .	114
4.3	Conclusion . . . . .	121
	<b>Conclusion générale et perspectives</b>	<b>123</b>
	<b>Annexe 1 : Brevets déposés</b>	<b>125</b>
	<b>Annexe 2 : Etudes de cas industriels</b>	<b>133</b>
	<b>Annexe 3 : Production scientifique</b>	<b>137</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>139</b>



# Liste des tableaux

1.1	Performances comparées de procédés d'abrasion en termes d'état de surface et de taux de portance. . . . .	10
1.2	Conditions expérimentales des tests de rectification plane. . . . .	14
1.3	Conditions expérimentales des tests de pierrage. . . . .	16
2.1	Caractéristiques des toiles abrasives neuves. . . . .	53
2.2	Procédure expérimentale relative aux tests de toilage par mâchoires avec inserts fixes. . . . .	56
2.3	Procédure expérimentale relative aux tests de toilage par mâchoires asservies en pression. . . . .	57



# Table des figures

1.1	Corrélation entre débit de matière $D$ et puissance nécessaire $P$ des divers procédés d'usinage . . . . .	7
1.2	Mécanisme de formation du copeau au niveau local d'un grain abrasif en rectification . . . . .	8
1.3	Performance comparée de divers procédés d'abrasion en terme de taux de matière enlevée. . . . .	9
1.4	Illustration schématique des modes élémentaires de déplacement de la matière en abrasion dans un test sclérométrique . . . . .	11
1.5	Schéma représentatif de la distribution des grains abrasif sur la meule. . . . .	13
1.6	Pourcentage des grains actifs en fonction de la pression de contact pierre/pièce. . . . .	15
1.7	Effort normal et rugosité de la surface usinée en fonction de la pression de contact pierre/pièce. . . . .	16
1.8	Principe de toilage par galet et par mâchoire. . . . .	17
1.9	Distribution des tensions normales relatives à une toile abrasive sans fin défilant autour du rouleau conducteur et sollicitée par une charge concentrée . . . . .	19
1.10	Toilage en plongée sous effort axial constant . . . . .	20
1.11	Rouleau de contact strié . . . . .	21
1.12	Rectification en plongée à la toile . . . . .	22
1.13	Les variations de la longueur du contact mâchoire-pièce (l) avec la profondeur de passe (d) pour trois mâchoires de travail non striées de duretés différentes (HD). . . . .	23
1.14	Le dispositif utilisé par Namba et Tsuwa (1967) pour étudier l'influence d'un rouleau de contact strié dans une opération de toilage sous charge constante . . . . .	23
1.15	Plateau de toilage avec une roue de contact en métal et oscillation axiale de toile afin de produire une meilleure surface finie . . . . .	24

1.16	Formation sous chargement de zone médiane de dommages and formation de fente latérale lors du déchargement et en rechargeant jusqu'à $F_{max}$ sans augmentation de profondeur d'endommagement . . . . .	26
1.17	Représentation schématique de la géométrie de contact du brevet US 4.682.444	31
1.18	Brevet US 5.695.391 : détails des options de coquilles/insert . . . . .	32
1.19	Brevet US 5.651.719 : architecture verticale du système de toilage . . . . .	33
1.20	Brevet JP 243.480 : systèmes de commande de la cinématique additionnelle de la bande . . . . .	33
1.21	Brevet JP 268.164 : boucle de contrôle du défilement de la bande commandée par caméra et système d'analyse d'image . . . . .	34
1.22	Brevet JP 268.164 : système de nettoyage bande positionné après la mâchoire supérieure . . . . .	35
1.23	Détail de fonctionnement de l'arrosage du brevet JP 276.122 . . . . .	35
2.1	Appareil de toilage à une seule tête d'usinage. . . . .	38
2.2	Représentation schématique du procédé de toilage par plongée avec bras d'usinage. . . . .	39
2.3	Vilebrequin en position de toilage. . . . .	40
2.4	Vue d'ensemble du banc de toilage des portées cylindriques de vilebrequin développé au laboratoire. . . . .	41
2.5	Courbe typique de l'évolution de la puissance consommée au cours d'une opération de toilage. . . . .	42
2.6	Courbes typiques de l'évolution de l'effort de serrage sur chaque mâchoire de travail au cours d'une opération de toilage. . . . .	43
2.7	Représentations schématiques comparatives des mâchoires fixes et asservies en pression. . . . .	44
2.8	Dispositif et procédure de mesure des variables dimensionnelles et de forme des portées cylindriques. . . . .	45
2.9	Aspect visuel et profil d'une portée cylindrique affectée par la présence de facettes . . . . .	46
2.10	Vue 3D de surfaces de toiles abrasives pour différentes tailles de grains . . . . .	49
2.11	Vue 3D du film abrasif 3M neuf avec une granulométrie moyenne de 30 $\mu\text{m}$ . . . . .	50
2.12	Morphologie d'un grain abrasif . . . . .	51
2.13	Application de l'algorithme des lignes de partage des eaux " LPE " . . . . .	51
2.14	Structure de la toile abrasive neuve avec les caractéristiques de départ . . . . .	53

2.15	Dessin de définition des pièces d'essais. . . . .	54
3.1	Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) pour les deux mâchoires testées. . . . .	60
3.2	Les variations de la circularité ( $C$ ) avec la durée de toilage ( $t_{toilage}$ ) pour les inserts souples et rigides. . . . .	61
3.3	Influence du toilage sur la circularité. . . . .	61
3.4	Les variations de l'ondulation ( $W$ ) et de la rugosité superficielle ( $R$ ) avec le temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) pour les mâchoires souples et rigides. . . . .	62
3.5	Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la fréquence d'oscillation axiale ( $f$ ) pour les deux mâchoires de travail. . . . .	63
3.6	Les variations de la rugosité ( $R$ ) avec la fréquence d'oscillation ( $f$ ) pour les mâchoires rigides et souples. . . . .	64
3.7	Les variations de l'ondulation ( $W$ ) et de la circularité ( $C$ ) avec la fréquence des oscillations axiales ( $f$ ) pour les mâchoires de toile rigides et souples. . . . .	65
3.8	Évolution de l'épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) pour deux temps de cycle dans le toilage à sec et avec liquide d'arrosage. . . . .	65
3.9	Variations de la circularité ( $C$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec et de toilage avec arrosage pour deux temps de cycle différents. . . . .	66
3.10	Variations de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec et avec arrosage. . . . .	67
3.11	Variations de l'ondulation ( $W$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec et avec arrosage. . . . .	68
3.12	Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) pour deux valeurs de la pression de contact. . . . .	69
3.13	Variations de la circularité ( $C$ ) en fonction de la taille de grains abrasifs ( $d$ ) mesurées après toilage réalisé avec deux valeurs de la pression de contact. . . . .	70
3.14	Réductions de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la granulométrie de la toile abrasive ( $d$ ) pour deux valeurs de la pression de contact. . . . .	71
3.15	Influence de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) sur l'ondulation superficielle ( $W$ ) pour deux valeurs de la pression de contact. . . . .	71

3.16	Les variations de la puissance de toilage ( $P_{toilage}$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) et de la fréquence d'oscillation ( $f$ ) pour les deux mâchoires testées. . . . .	72
3.17	Évolution de l'usure volumique ( $W_{toilage}$ ) des portées toilées avec le temps de cycle ( $t_{toilage}$ ). . . . .	73
3.18	Évolution de l'énergie consommée par toilage ( $E_{toilage}$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ). . . . .	73
3.19	Évolution de l'énergie consommée par toilage ( $E_{toilage}$ ) en fonction de la fréquence d'oscillation ( $f$ ). . . . .	74
3.20	Évolution de l'énergie spécifique de toilage ( $E_{sp}$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) et de la fréquence d'oscillation ( $f$ ). . . . .	75
3.21	Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) en toilage arrosé d'acier pour deux pressions de contact. . . . .	75
3.22	Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage d'acier pour deux temps de cycle en toilage arrosé et à sec. . . . .	76
3.23	Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage à sec et avec arrosage de la fonte GS. . . . .	77
3.24	Impact de la pression de contact ( $p$ ) sur la circularité ( $C$ ) dans le toilage de fonte GS à sec et avec arrosage. . . . .	78
3.25	Variations de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage de la fonte GS à sec et avec arrosage . . . . .	79
3.26	Variations de l'ondulation superficielle ( $W$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage de la fonte GS à sec et avec arrosage. . . . .	80
3.27	Évolution de l'épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) après toilage en fonction des tailles de grains d'abrasifs ( $d$ ). . . . .	81
3.28	Influence de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) sur la circularité ( $C$ ) dans le toilage de fonte GS pour deux valeurs de pression. . . . .	82
3.29	Influence de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) sur la rugosité ( $R$ ) et sur l'ondulation $W$ dans la fonte GS. . . . .	83
3.30	Évolution de l'énergie consommée ( $E_{toilage}$ ) lors du toilage de la fonte GS en fonction de la granulométrie de la toile abrasive ( $d$ ). . . . .	84
3.31	Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la taille des grains abrasifs ( $d$ ) en toilage arrosé de fonte GS. . . . .	85

3.32	Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) en toilage arrosé et à sec de fonte GS. . . . .	85
4.1	Observation d'un grain abrasif endommagé lorsque la toile de granulométrie de $80 \mu m$ est soumise à une pression locale statique de 0,8 MPa. . . . .	91
4.2	Modes d'endommagement observés par indentation dynamique : grain abrasif cisailé par rupture fragile et grain usé progressivement. . . . .	92
4.3	Evolution de la couche de micro-débris transférée sur la toile abrasive en fonction de la durée de toilage ( $t_{toilage}$ ). . . . .	94
4.4	Evolution de la morphologie de l'outil abrasif après nettoyage en fonction de la durée de toilage. . . . .	95
4.5	Evolution de la couche de micro-débris transférée sur la toile abrasive en fonction de la fréquence des oscillations axiales ( $f$ ). . . . .	96
4.6	Morphologie évolutive des micro-copeaux générés par toilage en fonction de la fréquence des oscillations ( $f$ ). . . . .	97
4.7	Morphologie évolutive des grains abrasifs de la toile après nettoyage en fonction de la fréquence des oscillations ( $f$ ). . . . .	97
4.8	Exemple d'accommodement, d'agglomération, de fragmentation et de logement de micro-débris dans la structure de toile en fonction de la pression de contact ( $p$ ). . . . .	98
4.9	Morphologie évolutive des micro-copeaux générés par toilage en fonction de la pression de contact ( $p$ ). . . . .	99
4.10	Morphologie de la toile abrasive avant et après toilage à sec sous $p=0,8$ MPa. . . . .	100
4.11	Effets combinés de la pression ( $p$ ) et de la durée de toilage ( $t_{toilage}$ ) sur la morphologie de l'outil abrasif. . . . .	102
4.12	Evolution comparée après toilage d'acier de la morphologie de la toile abrasive en fonction de la pression de contact ( $p$ ) et de la granulométrie ( $d$ ). . . . .	104
4.13	Courbes donnant la variation de la hauteur moyenne de grains ( $H_g$ ) en fonction de la granulométrie ( $d$ ) pour deux pressions de travail en toilage d'acier avec arrosage. . . . .	105
4.14	Courbes donnant la variation de la hauteur moyenne de grains ( $H_g$ ) en fonction de la granulométrie ( $d$ ) pour deux pressions de travail en toilage de fonte GS avec arrosage. . . . .	106
4.15	Macro-dureté superficielle mesurée avant et après toilage des paliers en acier. . . . .	107

4.16	Comparaison des duretés <i>Macro</i> et <i>Micro</i> mesurées respectivement avant et après toilage (contreface en acier) pour 4 configurations de paramètres process. . . . .	108
4.17	Comparaison dureté <i>Macro</i> et <i>Micro</i> mesurées respectivement avant et après toilage (contreface en fonte) pour 4 configurations de paramètres process. . . . .	108
4.18	Valeurs de la micro-dureté en fonction de la distance de la surface usinée du palier (contreface en acier, configuration de toilage "D"). . . . .	109
4.19	Valeurs de la micro-dureté en fonction de la distance de la surface usinée du palier (contreface en fonte, configuration de toilage "D"). . . . .	109
4.20	Evolution des contraintes résiduelles sur des paliers en acier. . . . .	110
4.21	Evolution des contraintes résiduelles sur des paliers en fonte. . . . .	111
4.22	Aspects typiques des structures observables sur une surface de fonte rectifiée et ensuite toilée. . . . .	112
4.23	Formation de manteaux de rectification et leur évacuation après toilage. . .	114
4.24	Evolution des paramètres de portance ( $Rk$ ) et ( $Rvk$ ) en fonction de la pression ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec de fonte GS. . . . .	115
4.25	Aspect de surface en fonte GS dans le cas du fort pouvoir abrasif de toiles. . . . .	115
4.26	Evolution des paramètres de portance ( $Rk$ ) et ( $Rvk$ ) avant et après toilage avec arrosage de fonte GS en fonction de la pression ( $p$ ). . . . .	115
4.27	Aspect de la surface toilée en fonte GS présentant une micro-topologie fine. . . . .	116
4.28	Atténuation de la rugosité en fonction de la pression de contact en toilage à sec. . . . .	118
4.29	Atténuation de la rugosité en fonction de la pression de contact en toilage avec arrosage. . . . .	118
4.30	Atténuation de la rugosité en fonction de la taille des grains. . . . .	119
4.31	Spectre de $Sma$ pour une surface en fonte avant et après toilage. . . . .	120
4.32	Spectre de $Sma$ pour une surface en fonte avant et après toilage. . . . .	120
4.33	Spectre de $Sma$ pour une surface en acier avant et après toilage. . . . .	121
1	Brevet N°1 : Insert multi-matériau. . . . .	125
2	Brevet N°1 : Variantes proposées. . . . .	126
3	Brevet N°2 : Mâchoire asservie en pression pour le toilage des portées des vilebrequins. . . . .	127

4	Brevet N°2 : Dispositif équipé des mâchoires asservies en pression pour le toilage des portées des vilebrequins. . . . .	128
5	Brevet N°3 : Mâchoire asservie localement en pression pour le toilage des portées des cylindriques. . . . .	129
6	Brevet N°4 : Vue globale de la mâchoire équipée d'un dispositif d'arrosage et nettoyage combinés. . . . .	130
7	Brevet N°4 : Détails du système d'arrosage avec jet nettoyant combiné. . .	131



# Nomenclature

$A$	(mm)	Amplitude des oscillations axiales
$A_r$	( $\mu\text{m}$ )	Pas moyen de rugosité
$C$	( $\mu\text{m}$ )	Défaut de circularité des portées cylindriques
$C^r$	( $\mu\text{m}$ )	Défaut de circularité après toilage avec inserts rigides
$C^s$	( $\mu\text{m}$ )	Défaut de circularité après toilage avec inserts souples
$d$	( $\mu\text{m}$ )	Diamètre moyen des grains abrasifs
$\phi$	(mm)	Diamètre du cylindre toilé
$e_p$	( $\mu\text{m}$ )	Épaisseur moyenne de matière enlevée au cours de l'opération de toilage
$E_{toilage}$	(J)	Énergie moyenne dissipée pendant la durée $t_{toilage}$ l'opération de toilage
$\Delta E_{toilage}$	(J)	Variation d'énergie consommée par le toilage entre deux périodes de temps
$E_{sp}$	( $\text{J.mm}^{-3}$ )	Énergie spécifique de toilage
$f$	(Hz)	Fréquence d'oscillation axiale de la bande abrasive
$f_c$	(-)	Facteur corrélatif
$F_s$	(N)	Effort de serrage des mâchoires fixes
$H_g$	( $\mu\text{m}$ )	Hauteur moyenne des grains abrasifs
$H_t$	( $\mu\text{m}$ )	Hauteur maximale des facettes sur la portée cylindrique
$L_{max}$	( $\mu\text{m}$ )	Longueur de rugosité relative à la valeur maximale du $S_{ma}$
$N_r$	( $\text{tr.min}^{-1}$ )	Vitesse de rotation de la pièce toilée
$n_t$		Nombre de facettes de la portée cylindrique
$P$	(MPa)	Pression globale de contact des mâchoires sur le cylindre toilé
$p$	(MPa)	Pression locale de contact par insert

$P_{toilage}$	(W)	Puissance consommée par l'opération de toilage
$P_0$	(W)	Puissance consommée avant le contact toile abrasive/pièce (c-à-d : puissance à vide)
$P_{charge}$	(W)	Puissance consommée pendant le contact toile abrasive/pièce (c-à-d : puissance en charge)
$Q_v$	( $mm^3.min^{-1}$ )	Débit volumique de copeaux
$R$	( $\mu m$ )	Critère de rugosité moyenne au sens de la norme NF-EN-ISO 12085
$Ra$	( $\mu m$ )	Écart moyen arithmétique de la rugosité au sens de la norme NF-EN-ISO 11562
$Rk, Rpk, Rvk$	( $\mu m$ )	Paramètres normalisés caractérisant la distribution du profil de rugosité
$\rho_s$	( $mm^{-2}$ )	Densité des pics d'un film abrasif
$\theta_s$	( $^\circ$ )	Angle au sommet de pics de rugosité d'une toile abrasive
$t_c^s$	(s)	Temps caractéristique relatif aux mâchoires souples
$t_c^r$	(s)	Temps caractéristique relatif aux mâchoires rigides
$t_c$	(s)	Temps caractéristique de toilage
$t_{toilage}$	(s)	Temps de cycle (ou durée de l'opération de toilage)
$W$	( $\mu m$ )	Critère d'ondulation moyenne au sens de la norme NF-EN-ISO 12085
$\Delta W_{toilage}$	( $mm^3$ )	Usure volumique

# Introduction générale

Le secteur automobile fait face à plusieurs défis. D'une part, une augmentation sensible et durable du prix du pétrole associée à une prise de conscience environnementale contraignent les constructeurs automobiles à explorer des solutions techniques en rupture technologiques : moteurs fonctionnant avec des "bio carburants", moteurs hybrides (utilisant deux sources d'énergie), pile à hydrogène, ... D'autre part, la relative stagnation des marchés dits "de l'Ouest" et le potentiel de développement de certains marchés de pays dits "LCC" entraînent l'apparition de véhicules conçus pour minimiser les coûts et néanmoins adaptés aux besoins locaux des pays cible.

Dans ces deux cas, l'un des leviers de la compétitivité des constructeurs ou des équipementiers est leur engagement en faveur de l'innovation notamment d'une innovation différenciée en fonction du besoin. Ainsi, l'internationalisation de l'innovation vient répondre à plusieurs exigences : la meilleure connaissance du marché et des consommateurs, l'adaptation aux réglementations locales et avant tout la maîtrise des coûts de production. Cette internationalisation permet au produit de répondre aux spécificités locales, grâce à une conception utilisant les facteurs de production locaux. Elle assure aussi la recherche du bon équilibre entre une entreprise qui se veut globale et un champ très important d'activités locales. Néanmoins, l'internationalisation des firmes automobiles s'appuie essentiellement sur la logique du *low capital investment*. Si cette stratégie est gagnante dans le concept du véhicule *low-cost* où la production concentre les technologies à bas coûts, son efficacité pour l'ensemble de la gamme produit est peu évidente. Notamment pour le haut de gamme qui est synonyme de la voie "toujours plus" : modèles mieux équipés et performances moteur élevées. Cette course à la performance génère des exigences qualité des pièces usinées très élevées, ceci dans des contraintes de fabrication de forts volumes. Les spécifications des bureaux d'étude ont ainsi tendance à être de plus en plus sévères. Des intervalles de tolérance IT inférieurs à 10 microns sur des diamètres de 50 mm, des états de surfaces avec des rugosités  $Ra < 0,04$  microns, des défauts de forme inférieurs à 2 microns ... Ces tolérances sévères sont obtenues par des procédés de finition et su-

perfection qui complètent ceux d'ébauche où les tolérances n'excèdent pas le centième. L'association de tolérances sévères, de forts volumes de production et de réduction des coûts, exige la maîtrise de nouvelles solutions technologiques de production, en particulier celles du process de finition et de super finition à l'abrasif. Or, toute maîtrise de ces technologies de finition requiert deux composantes essentielles :

- une forte connaissance du savoir-faire métiers par les ingénieurs de fabrication ;
- une compréhension approfondie de leurs phénomènes physiques par les ingénieurs de conception.

A ce jour, les travaux scientifiques sur la génération de surfaces fonctionnelles par des procédés d'abrasion avancés sont peu nombreux. En revanche, il existe de nombreuses publications sur l'abrasion à deux ou trois corps. Malheureusement leurs résultats n'ont pas pu être extrapolés aux procédés de finition car les conditions de sollicitations sont trop différentes. Dans ce schéma, des sauts technologiques significatifs sont difficiles à faire, et sur le plan de fabrication on ne parvient pas vraiment à suivre l'augmentation des exigences qualité. En effet, la qualité recherchée de surfaces fonctionnelles des pièces mécaniques, c'est-à-dire, la réalisation de pièces sans défauts sur le plan géométrique, ne peut être produite uniquement par le biais des procédés de pré-usinage (tournage et rectification). Ces procédés sont par conséquent généralement complétés par des procédés d'abrasion avancés, dits de super finition, tels que la rectification avec traits croisés, le rodage à course longue, le toilage. . . L'objectif est de réduire voir supprimer les imperfections sur la surface de la pièce et dans la structure du matériau dues au procédé de pré-usinage. Dans ce contexte, il est primordial d'engager des recherches visant à maîtriser, à réduire les coûts de production dans la phase de finition à l'abrasif et à rechercher les conditions compétitives et optimales de déploiement du process. Il s'agit donc d'une redéfinition innovante du process capable de produire conforme sous la contrainte de sévérisation du besoin fonctionnel. En particulier, la gamme de fabrication pour la finition à l'abrasif de surfaces fonctionnelles des pièces mobiles du moteur est déterminante. La difficulté ici est quelle que soit la typologie finale d'état de surface adoptée et les technologies de finition choisies pour y parvenir, les ingénieurs de la conception en process doivent lever le verrou technologique de corrélation entre les phénomènes fonctionnels et la capacité du process, exprimé par le triptyque suivant :

- la qualification objective du besoin fonctionnel ;
- la définition d'une méthode de contrôle sensible au micron, mais exploitable en fabrication ;
- la définition d'une gamme de fabrication capable de produire conforme en série.

Le présent travail se propose de traiter cette triple problématique dans le cas du toilage des portées de vilebrequins en acier traité et en fonte à graphite sphéroïdal. Il s'agit de conduire une recherche capable de faire apparaître les mécanismes physiques caractéristiques de la technologie de toilage déployée sous ses différentes variantes en fabrication (Toilage ébauche, Toilage finition, etc.) et ce, en harmonie avec le besoin fonctionnel spécifié sur le plan de fabrication et décliné en tolérances géométriques de forme, d'aspect et d'état de surface par le projeteur mécanicien (spécifications bureau d'étude). Le contenu du présent mémoire s'articule de la façon suivante :

La présentation du principe de super finition suivie par des brèves généralités des mécanismes d'abrasion centrées principalement sur les processus mono-grain et multi-grains en usinage à l'abrasif, et complétée par une rapide analyse bibliographique du procédé de toilage, sont exposés dans le premier chapitre.

La description du banc d'essai développé pour cette étude, les méthodes de métrologie utilisées ainsi que la méthodologie expérimentale suivie qui exploite une approche tribo-énergétique font l'objet du second chapitre.

Le troisième chapitre se subdivise en deux parties. La première expose et discute les résultats expérimentaux des performances de toilage relatifs à la super finition par film abrasif en frottement sur une contreface métallique en acier traité en fonction des variables process. Les variations observées du comportement au toilage de la fonte GS ayant frotté dans diverses configurations contre un film abrasif y sont présentées et discutées en deuxième partie.

La compréhension des phénomènes qui prennent naissance dans le contact dynamique toile abrasive/surface métallique en toilage, nous a donc conduit à mener des expertises de retour d'essais sur l'aspect des toiles usées et des surfaces toilées dans diverses conditions. Tel est l'objet du quatrième chapitre. Il discute et expose *in fine* une analyse des mécanismes élémentaires qui gouvernent les processus physiques activés au cours du toilage. Ceci permet de préciser l'action de super finition par toilage en liaison avec les variables process d'influence reconnus.

Ce travail de thèse réalisé dans le cadre d'une convention CIFRE avec le Département Ingénierie Amont Process de la Direction de l'Ingénierie Mécanique de Renault, nécessairement limité en trois ans c'est-à-dire à la durée d'une CIFRE selon les textes officiels, a fait l'objet de plusieurs travaux de valorisation scientifique et industrielle. Leur liste complétée par une brève description de leur contenu figure sous forme d'annexes à la fin de ce mémoire.



# Chapitre 1

## Étude bibliographique

"It appears that use of belt grinding has a very bright future and that, with imagination and further development, it is possible for it to seriously challenge grinding with rigid wheels, not only the stock removal regime as in the past but also in the area of ultra-precision grinding"

Milton C. SHAW (1996).

### 1.1 Introduction

Connu dans son principe depuis les années 30, le toilage a surtout débouché industriellement chez le constructeur automobile américain Chrysler. Il était le premier à mettre au point des appareils permettant un usinage mécanisé pour un processus de fabrication jusque là manuel. L'usinage de super finition par toilage a conquis ensuite une large audience sous l'impulsion des travaux de l'allemand Karl Wieck [1] qui obtient, dès 1950, le premier brevet "Procédés et dispositifs d'entraînement de systèmes de super finition rentables". Aujourd'hui, grâce aux progrès technologiques dans de nombreux domaines, les procédés de super finition sont couramment utilisés dans la construction automobile ainsi que dans d'autres domaines (informatique : puces de microprocesseurs). Dans ce chapitre, on se propose de définir d'abord le principe de super finition dans le cadre de la famille des procédés d'usinage à l'abrasif. Ensuite, après une brève introduction des mécanismes physiques d'abrasion, on présente une analyse de quelques éléments de bibliographie relative au procédé de toilage. Celle-ci montre comment les divers phénomènes d'abrasion s'opèrent en toilage sous l'effet des variables process. Enfin, on décrit quelques aspects envisagés dans l'amélioration de conception et de sécurité des technologies de toilage.

### 1.1.1 Usinage à l'abrasif

Ce terme désigne toute opération d'usinage qui termine une surface avec l'appoint d'un abrasif. Des abrasifs utilisés et de leur disposition se déduisent les types de procédés d'usinage par abrasion. On y distingue les configurations que voici [2] :

- usinage par grains d'abrasif libres (polissage, . . .)
- usinage par grains d'abrasif agglomérés (rectification, pierrage, . . .)
- usinage par grains d'abrasif appliqués (ponçage, toilage, . . .)
- usinage par grains d'abrasif incorporés (brossage, . . .)

Ces technologies d'usinage à l'abrasif parfois antagonistes mais souvent complémentaires, agissent en effet de la façon schématique suivante :

- une action mécanique des grains plus ou moins fins d'abrasif ; ils coupent, labourent ou arrasent les aspérités les plus élevées ;
- un frottement entre les grains d'abrasifs et le matériau usiné créé suivant les conditions de contact des phénomènes de fusion micro-localisés ;
- un fort écrouissage qui résulte, d'une part des efforts exercés par le grains d'abrasif, d'autre part de la pression du plateau de la machine-outil.

L'aboutissement corrélatif de ces actions avec une combinaison de variables process (vitesse de coupe, avance, caractéristiques de l'abrasif, géométrie du contact outil-pièce, . . .) a, sur une profondeur de plusieurs microns, soit :

- arasé certaines aspérités, de façon inégale ;
- courbé les plus fines, les plus chauffées ou les plus plastiques ;
- détruit par endroit la structure cristalline ;
- créé des matériaux de remplissage à base de métal brûlé, de copeaux, d'abrasifs, etc. ;
- mastiqué avec ces matériaux les irrégularités de surface de sorte que la rugosité mesurée n'est qu'un leurre ;
- . . .

De la prédominance ainsi que de l'intensité d'un ou plusieurs de ces phénomènes qui résultent des interactions micro-localisées entre grains d'abrasif et pièce à usiner dépendra le résultat fonctionnel à atteindre suivant l'état théorique défini sur le plan de la fabrication. Les résultats ainsi obtenus avec les procédés d'usinage par abrasion peuvent être cependant très différents. Ceci est lié à la difficulté à appréhender le processus abrasif d'enlèvement de matière à priori caractérisé par une multiplicité des niveaux d'influence avec effets d'échelle apparents.

Si l'on se place d'un point de vue plus global, le processus abrasif absorbe une puissance

$P_{\text{toilage}}$  pour produire un débit volumique de copeaux  $D$ . La figure 1.1 représente pour divers procédés en échelles logarithmiques, la puissance nécessaire  $P$  en fonction du débit de matière  $D$  dans les conditions courantes [3].

Dans une telle représentation, les droites de pente unité représentent les conditions d'usinage à énergie spécifique :

$$E_{sp} = \frac{P}{D} = cte \quad (1.1)$$

Cette grandeur homogène à une contrainte est, en première approximation, proportionnelle à la dureté  $Hv$  du matériau usiné. Elle est, également, fonction décroissante de l'épaisseur usinée ou avance  $t$  (cf. figure 1.2).

Cette décroissance en fonction de l'épaisseur usinée traduit un effet de taille (size effect) qui s'exprime aux faibles avances par [4] :

$$E_{sp} \approx Hv \frac{1}{t^n} \quad (1.2)$$

L'exposant  $n$ , de l'ordre de 0,2 dans le cas de l'usinage à l'outil coupant, s'accroît pour atteindre 0,8 à 1 lors de l'usinage à l'abrasif [4]. Ceci montre que l'effet de taille est plus marqué dans le cas de l'usinage à l'abrasif (c-à-d. que l'énergie spécifique augmente de manière plus prononcée à diminution identique de l'épaisseur usinée).

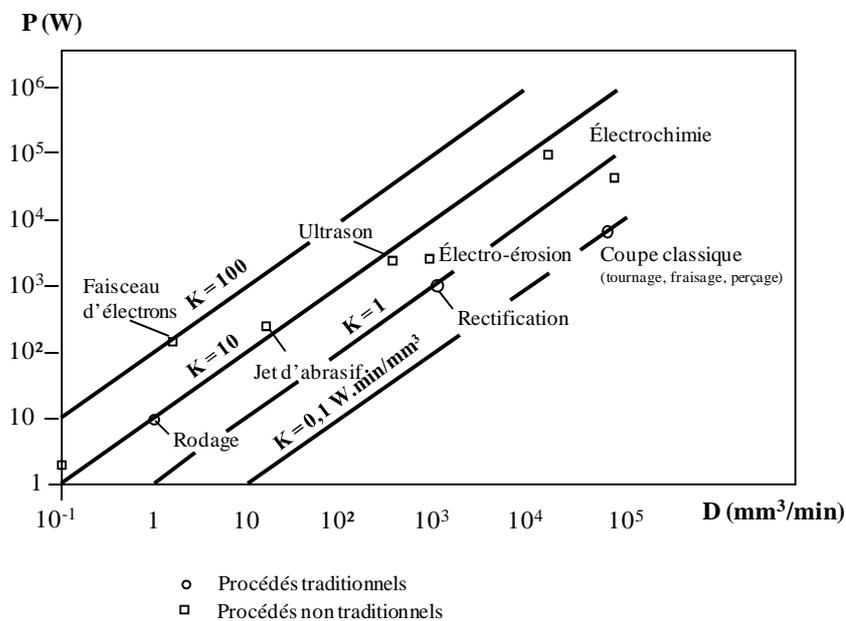


Figure 1.1 – Corrélation entre débit de matière  $D$  et puissance nécessaire  $P$  des divers procédés d'usinage [3].

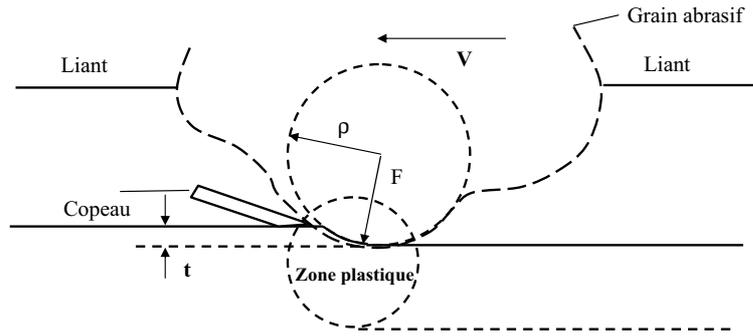


Figure 1.2 – Mécanisme de formation du copeau au niveau de la particule abrasive en rectification [4].

À l'examen de la figure 1.1 en liaison avec la relation (1.2), on note aussitôt deux faits majeurs :

- Le premier montre que l'opération d'usinage par abrasion a un rendement énergétique très inférieur à celui d'une coupe courante et sera donc réservé aux opérations de finition. Aussi, par énergie spécifique croissante, c-à-d. par rendement énergétique décroissant, on peut classifier les procédés d'usinage à l'abrasif par rapport à la coupe ainsi :

i) Procédés à bon rendement énergétique :

$$E_{sp} \approx 1 \text{ W.min.mm}^{-3}$$

On trouve à ce niveau la rectification (usinage par grains d'abrasif agglomérés) avec un rendement dix fois plus faible que la coupe ( $E_{sp} \approx 0,1 \text{ W.min.mm}^{-3}$ ). Néanmoins, la rectification, avec des débits de matière  $D$  élevés, supérieurs à  $10^3 \text{ mm}^3.\text{min}^{-1}$ , est donc tout à fait apte à réaliser toute opération d'usinage, y compris de l'ébauche.

ii) Procédés de rendement énergétique faible :

$$E_{sp} \approx 10 \text{ W.min.mm}^{-3}$$

Cela correspond au cas des trois procédés d'abrasion (rodage, usinage par jet abrasif et ultrasons) qui produisent des débits de matière qui varient de 1 à  $300 \text{ mm}^3.\text{min}^{-1}$ .

- Le second précise que le débit de matière dépend beaucoup de la dureté  $Hv$  du matériau usiné. La relation (1.2) décrit assez bien cette dépendance : le débit décroît fortement avec un rendement constant lorsque la dureté du matériau augmente (c-à-d. suivant la loi d'Archard, la résistance à l'abrasion est d'autant plus grande que  $Hv$  est élevé). Ce dernier fait montre clairement que le processus d'enlèvement de matière dans les procédés de travail par abrasion va dépendre de la fragilité du ma-

tériau considéré. L'effet matériau dans le processus d'abrasion peut être également prépondérant et l'on distingue aisément les deux cas limites que voici :

- i) Si le matériau a un comportement qualifié d'élasto-plastique ou ductile, l'enlèvement de matière s'effectue par formation de micro-copeaux, mais au prix d'énergies spécifiques élevées ;
- ii) Si au contraire le matériau est élasto-fragile (verre ou alliage métallique très dur), il se détache de la pièce des particules de matière du fait de la propagation de fissures sous le champ de déformation engendré par le contact avec les grains d'abrasif : le débit de matière en est fortement augmenté.

Sreejith *et al.* [5] ont discuté en conséquence comme critère de classification, le taux de matière enlevée que l'on obtiendrait en conditions courantes des procédés d'abrasion (cf. figure 1.3). On voit qu'ici, au delà des capacités du polissage et en deçà de celles de la rectification, il y a une zone de transition que l'on peut qualifier de micro-rectification. Celle-ci inclut toutes les opérations d'usinage à l'abrasif dites de super finition qui ont justement pour objet de compléter les procédés de finition telle que la rectification. Ainsi, les diverses opérations dites de super finition sont essentiellement recherchées pour l'obtention d'une micro-topologie très fine de surface. Il s'agit de la considération d'un état de surface géométrique provoqué par le frottement abrasif dès ses débuts, et dont l'intervention à l'échelle microgéométrique doit aider à réduire, non seulement les irrégularités de surface, mais aussi à supprimer la couche de structure superficielle fragile et peu homogène de la pièce finie. Ainsi, l'usage des procédés d'abrasion en super finition vise en définitive à atteindre systématiquement les états de surface les meilleurs possibles. Donnons à ce sujet

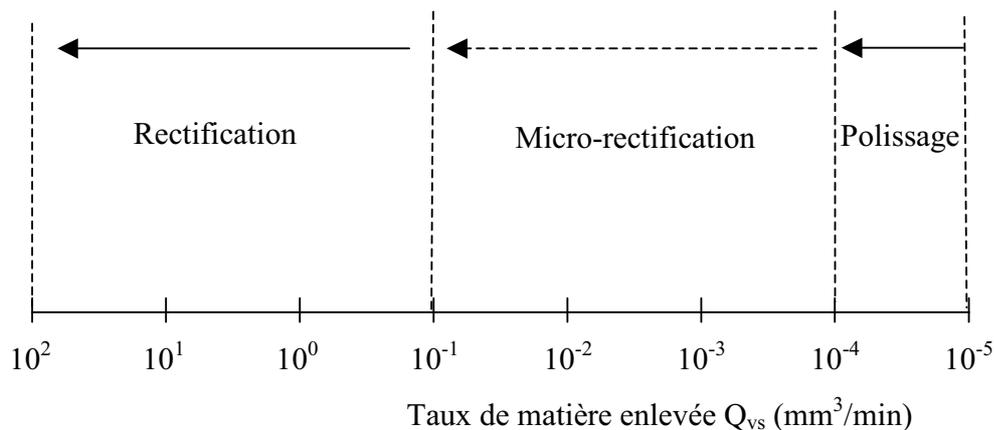


Figure 1.3 – Performance comparée de divers procédés d'abrasion en terme de taux de matière enlevée [5].

Procédé d'abrasion	$Ra$	Capacité de charge portante relative
Superfinition (toilage ou rodage)	0,05 $\mu m$	73,5%
Rectification ultra-fine	0,1 $\mu m$	69,6%
Rectification finition	0,16 $\mu m$	55,7%
Rectification classique	0,35 $\mu m$	45,2%
Usinage à l'outil coupant	0,5 $\mu m$	37,5%

Tableau 1.1 – Performances comparées de procédés d'abrasion en termes d'état de surface et de taux de portance.

(cf. tableau 1.1) les niveaux de rugosité  $Ra$  ( curseur de la norme NF EN ISO 12085 [6]) préconisés dans la norme CNOMO GE40-082N [7]. La nécessité d'obtenir ces états de surface de plus en plus précis, et cela le plus rapidement possible, a permis aux technologies de superfinition par abrasion d'acquérir une large diffusion dans l'industrie de produits manufacturés. Leur particularité est d'améliorer les fonctions mécaniques des pièces en prolongeant leur durée de vie par la limitation de l'usure et du jeu. Même si leur mode d'action et la nature des sollicitations mises en jeu diffèrent des autres procédés d'usinage à l'abrasif, des caractéristiques communes existent cependant, telles que :

- la nature stochastique ;
- les phénomènes liés à l'action abrasive monograin.

Ces aspects seront pris en considération ci-après avant d'analyser en détail la technologie de superfinition par toilage.

## 1.2 Principaux mécanismes physiques d'abrasion

### 1.2.1 Mécanismes élémentaires d'abrasion monograin

Au niveau sclérométrique, l'abrasion peut être analysée en terme de déplacement d'une particule "idéalisée élémentaire" (action abrasive d'un grain). Le déplacement d'une aspérité conique en diamant, sous une charge parfaitement contrôlée, permet de créer des surfaces indentées. Celles-ci peuvent être analysées, d'une part en microscopie et, d'autre part, en profilométrie à l'aide d'un rugosimètre à grande amplification. Les morphologies d'indentation observées, elles-mêmes fonction des propriétés microstructurelles du matériau abrasé, servent à définir les modes élémentaires de l'action abrasive. Ceux-ci se déclinent de la façon suivante :

1. Si la pénétration est suffisamment faible et l'arête tranchante émoussée, l'abrasion consiste en une déformation plastique sans enlèvement de matière. Le résultat de cette interaction élémentaire est un micro-sillon de labourage (cf. figure 1.4(a)).
2. Si l'arête tranchante présente des angles vifs correctement orientés par rapport au sens de glissement, l'abrasion consiste en un processus de coupe. Celui-ci conduit principalement à un refoulement de la surface, suivi d'un enlèvement de matière plus ou moins prononcé en relation avec les propriétés élasto-plastiques du matériau abrasé. On observe dans ce cas l'apparition d'une rayure de micro-coupe (cf. 1.4(b)).

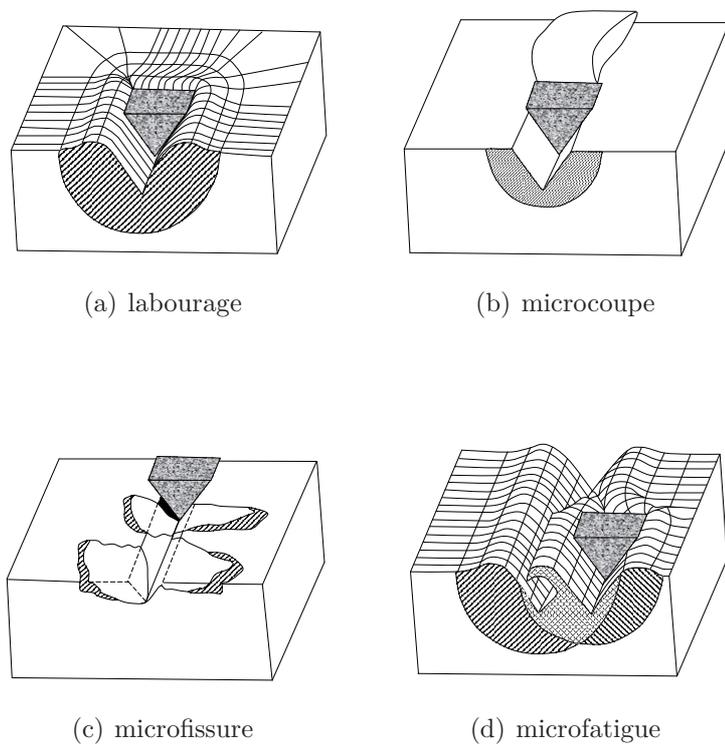


Figure 1.4 – Illustration schématique des modes élémentaires de déplacement de la matière en abrasion dans un test sclérométrique [8].

3. Si par contre, dans des conditions analogues, l'abrasion s'opère sur une surface en matériau élasto-fragile, la morphologie d'indentation se caractérise par des éclats, des arrachements et des fractures. On parlera alors d'une trace de micro-écaillage le long du sillon créé par l'indentation (cf. 1.4(c)).
4. Si l'interaction élémentaire à la base de l'action d'abrasion est cyclique (déplacements alternés et répétés), un phénomène de décohésion de la matière est observé. Celui-ci s'apparente à la fatigue et se concrétise par la génération d'une

trace de micro-fatigue (cf. 1.4(d)).

Il est clair que ces quatre modes d'abrasion cohabitent dans un test sclérométrique mais se manifestent à des degrés variés selon les conditions tribologiques, rhéologiques et cinématiques des interfaces en contact.

Les modes élémentaires d'abrasion précités peuvent coexister sous plusieurs niveaux d'influence différents. Il s'agit d'états de prédominance d'un mode sur les autres ou de conjugaison de modes, chacun correspondant à des conditions définies de sollicitations d'une surface en abrasion.

### 1.2.2 Mécanismes d'abrasion multi-grains

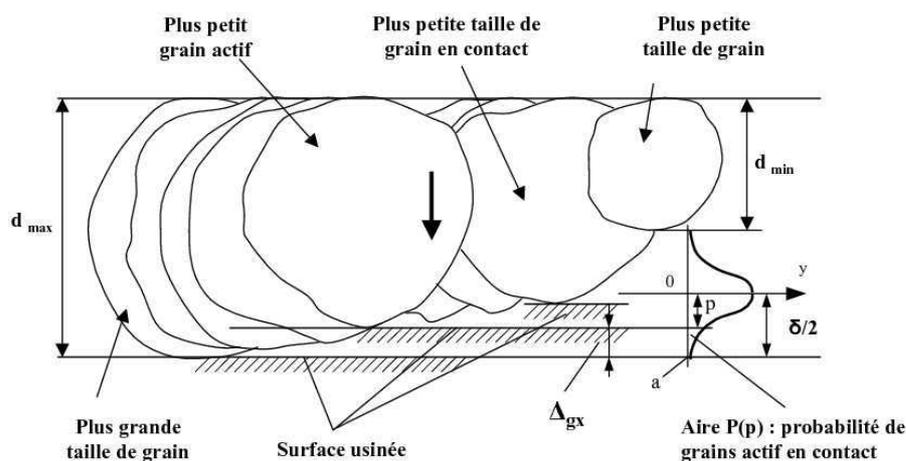
Pour étudier les phénomènes à la base de l'interaction outil abrasif - pièce, il est nécessaire d'étendre les considérations faites dans l'analyse du grain unique avec la pièce, à toute la surface de contact impliquée dans l'action abrasive. Cela peut être effectué en évaluant le nombre de grains actifs pendant cette action.

Zhen Bing Hou *et al.* [9] ont estimé, dans le cas de la rectification plane, le pourcentage de grains qui entrent en contact avec la pièce et, en particulier, ceux qui participent activement à l'enlèvement de matière. Les principales hypothèses utilisées sont les suivantes :

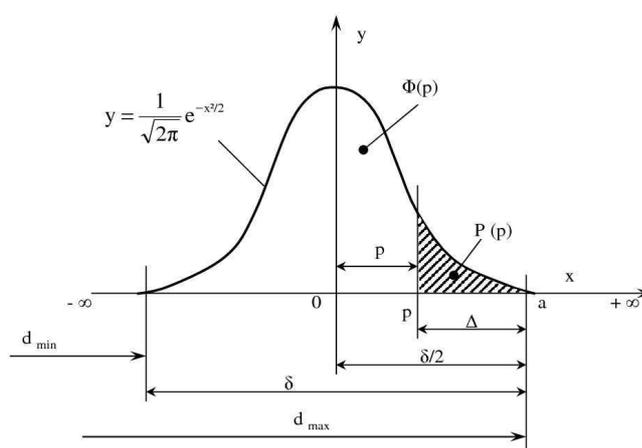
- ① la distribution de la taille des grains est approximée par une distribution statistique de type loi normale (courbe de Gauss) ;
- ② les déformations élastiques dépendent des conditions du contact grain - pièce et de la rigidité des appareils d'essais. La déflexion totale considérée dans cette étude est d'environ  $2 \mu\text{m}$  ;
- ③ les effets du diamantage n'ont pas été pris en compte ;
- ④ la profondeur d'indentation minimale  $\Delta_{gx}$ , assurant la génération de copeaux, dépend de la taille nominale des grains d'abrasif de la meule et des conditions de contact meule/pièce. Sa valeur est estimée expérimentalement. Pour des profondeurs d'indentation,  $\Delta_{ind}$ , inférieures à  $\Delta_{gx}$ , les mécanismes considérés sont limités au frottement et au labourage.

La figure 1.5 représente schématiquement la distribution des dimensions des grains. Y sont indiquées les valeurs du diamètre maximum, du diamètre minimum des grains et la distribution probabiliste des grains.

Cette étude a concerné à la fois la rectification de finition (c-à-d. Form and Finishing Grinding, FFG) et celle d'ébauche (c-à-d. Stock Removal Grinding, SRG). Les tests de



(a)



(b)

Figure 1.5 – Schéma représentatif de la distribution des grains abrasif sur la meule [9].

rectification, dont les conditions expérimentales sont reportées en tableau 1.2, ont permis d'estimer la valeur de  $\Delta_{gx}$ , qui dans ce cas est d'environ 2,5% du diamètre nominal des grains d'abrasif. La profondeur  $\Delta_{ind}$ , assurant un enlèvement de matière théorique égal à celui mesuré lors des tests expérimentaux, a été donc identifiée. La valeur de cette profondeur, conjointement à la distribution probabiliste de la taille des grains, montre que :

- le pourcentage de grains en contact avec la pièce est très faible tant pour la finition (3,77%) que pour l'ébauche (moyenne de 14%) ;

	FFG	SRG	
Matériau usiné	Acier-AISI 1008	Acier-AISI 1008	Acier-AISI 1008
Type de meule	A46H8V	A46H8B	A24H8B
Translation de la pièce (mm/s)	20,32	20,32	20,32
Rotation de la meule (mm/s)	30,48	63,5	63,5
Avance de la meule (mm/s)	0	6,39 et 6,265	6,308 et 6,519

Tableau 1.2 – Conditions expérimentales des tests de rectification plane réalisés par Zhen Bing Hou *et al.* [9].

- seulement 0,14% des grains (environ 5% des grains en contact) génère des copeaux dans l’opération de finition et environ 1,65% (12% de ceux en contact) pour l’ébauche. Par ailleurs, en ébauche, le nombre de grains en contact avec la pièce augmente lorsque la taille des grains diminue ;

L’étude effectuée par Zhen Bing Hou *et al.* [9] a permis d’évaluer quantitativement le nombre des grains intéressé par la coupe. Elle montre aussi que d’autres phénomènes physiques, tels que le labourage et le frottement, caractérisent l’action de la plupart des grains en contact avec la surface à usiner. Notons toutefois que :

- la fiabilité des résultats du modèle proposé présente de nombreux aspects qu’il faut démontrer dans les détails, comme par exemple la compatibilité des hypothèses et des conditions au contour entre le modèle et les relations utilisées ;
- bien que l’idée de base soit extrapolable à divers procédés abrasifs, son application à d’autres procédés (comme par exemple le toilage) nécessite des hypothèses additionnelles ;
- le modèle n’est utilisable qu’à partir d’une identification expérimentale discutable comme la valeur de réelle  $\Delta_{gx}$  ou celle de l’enlèvement de matière pour le calcul de  $\Delta_{ind}$ .

Un modèle similaire a été proposé par Chang *et al.* [10] pour l’analyse du pierrage. L’approche est, comme dans les travaux de Zhen Bing Hou *et al.* [9], de type statistique.

La finalité de cette recherche est de vérifier la possibilité de l’utilisation d’une fonction statistique pour la représentation de la distribution réelle des hauteurs des grains d’une pierre abrasive. Le nombre de grains intéressés par l’action de coupe a été ici déterminé à partir du calcul des efforts appliqués sur chaque grain et des caractéristiques de l’outil abrasif.

Les hypothèses principales du modèle sont :

1. le contact entre grain et surface de la pièce peut être considéré comme une pénétra-

- tion presque statique d'un indenteur de rigidité infinie. La pression de contact ( $P$ ) correspond à la dureté ( $H$ ) de la matière de la pièce ;
2. le grain est modélisé par un indenteur conique de demi angle ( $\theta$ ). La profondeur de pénétration ( $\delta$ ) peut être ainsi calculée à partir de la pression ( $P$ ) exercée ;
  3. la somme des pressions ( $P$ ) appliquées sur les grains est égale à la pression totale ( $P_{tot}$ ) ;
  4. il n'y pas d'interférences entre les grains (cette hypothèse est forte dans la mesure où elle ne tient pas compte de la granulométrie de la pierre) ;

La valeur moyenne des pénétrations des grains abrasifs dans la pièce est estimée à partir de la valeur de la rugosité superficielle ( $Ra$ ) de l'outil abrasif. Deux modèles de distribution des tailles de grains abrasifs ont été considérées : normale et log-normale. Ces deux fonctions statistiques ont été utilisées pour le calcul du pourcentage de grains actifs en fonction de la pression de contact (voir figure 1.6). Le pourcentage de grains actifs augmente avec la pression de contact, tout en restant très limité. En effet, dans les conditions de contact considérées (voir le tableau 1.3), ce pourcentage est d'environ 0,16% pour une pression de contact égale à 1 MPa.

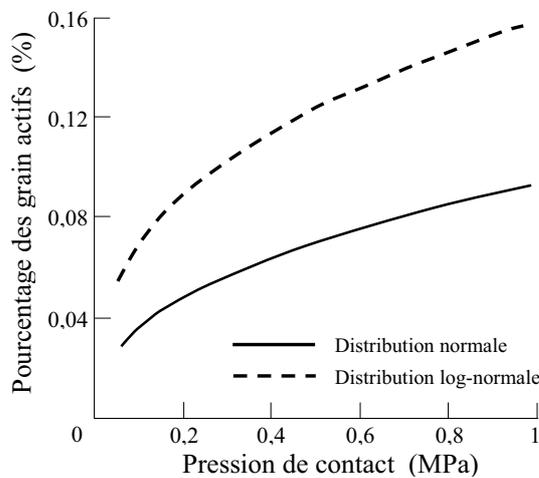


Figure 1.6 – Pourcentage des grains actifs en fonction de la pression de contact pierre/pièce [10].

La figure 1.7 montre les évolutions de l'effort normal et de la rugosité de surface en fonction de la pression de contact. Les efforts normaux calculés selon une distribution log-normale sont plus bas à cause du nombre plus élevé de grains actifs lors du contact avec la pièce (figure 1.7-a). Pour ce qui concerne la rugosité de la surface usinée, l'écart entre les

Matériau usiné	Acier 8119 (58-62 HRC)
Matériau de la pierre	$Al_2O_3$
Surface de contact pièce/pierre	98 ( $mm^2$ )
Vitesse relative pièce/pierre	1,14 (m/s)
Fréquence des oscillations de la pierre	2300 (cycle/min)
Amplitude des oscillations de la pierre	0,5 (mm)
Temps de cycle	10 (s)

Tableau 1.3 – Conditions expérimentales des tests de pierrage [10].

valeurs numériques et expérimentales diminue en utilisant une distribution log-normale des hauteurs des grains d'abrasif (figure 1.7-b).

Le pourcentage (inférieur à 0,2%) de grains actifs fourni par le modèle de Chang *et al.* [10] est très proche de celui précédemment obtenu par le modèle de Zhen Bing Hou *et al.* [9], ceci bien que les procédés abrasifs analysés soient différents. Il n'est pas possible d'établir si ce résultat est dû à l'approche statistique qui rend les résultats indépendants des procédés d'abrasion. Enfin, l'analyse de ces deux modèles laisse apparaître que :

- l'estimation des grains en contact avec la pièce et des grains qui sont réellement responsables de la génération de copeaux peut-être une possibilité de recherche pour l'interprétation séparée des phénomènes physiques de coupe, labourage et frottement ;
- même dans le cas d'une approche statistique, la modélisation des procédés abrasifs nécessite de nombreuses données expérimentales.

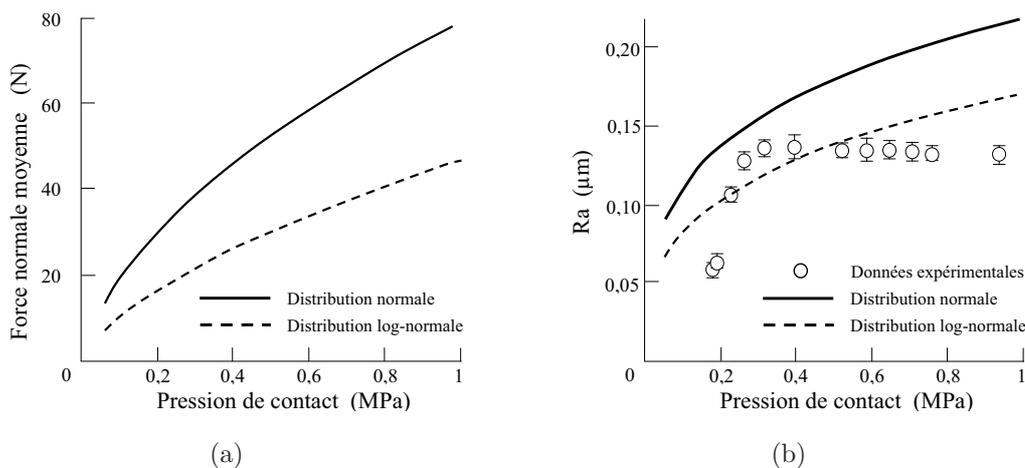


Figure 1.7 – Effort normal (a) et rugosité de la surface usinée (b) en fonction de la pression de contact pierre/pièce [10].

Essayons d’approfondir et de ventiler les différents mécanismes d’abrasion dans le cas du procédé de toilage tels qu’ils sont discutés dans la littérature.

### 1.3 Le procédé de toilage

Dans l’usinage à l’abrasif par toilage deux variantes peuvent être distinguées :

- La première consiste à mettre en contact la pièce à usiner avec une toile abrasive sans fin tournant autour de deux cylindres (toilage avec courroie abrasive). Le contact avec la pièce est de type tangentiel comme dans le cas de la rectification. La toile est remplacée lorsque que son pouvoir abrasif est fortement réduit : les conditions de finition ne sont donc pas stables. Pour cette raison, cette configuration de toilage est utilisée surtout pour des opérations d’ébauche dans le cas des matériaux fragiles ;
- La deuxième, qui fera l’objet de cette étude, se caractérise par le défilement continu ou indexé d’un ruban abrasif neuf. Ce défilement assure les mêmes conditions de finition pour chaque pièce. Dans cette typologie de toilage, différentes configurations de toilage peuvent être aussi distinguées en fonction de la géométrie du support pressant la toile contre la surface à usiner :
  - Le toilage par galet (figure 1.8-a) : Un galet cylindrique, de dureté définie, presse la toile abrasive sur la pièce. Le contact toile abrasive/surface usinée est très limité ;
  - Le toilage par mâchoires (figure 1.8-b) : Des mâchoires de forme définie pressent ensemble la toile abrasive sur la pièce cylindrique. Le contact toile abrasive/surface usinée peut recouvrir la totalité de la circonférence de la pièce. Ce type de toilage est réservé à l’obtention simultanée de spécifications macro-géométriques (circularité,...) et micro-géométriques (ondulation, rugosité).

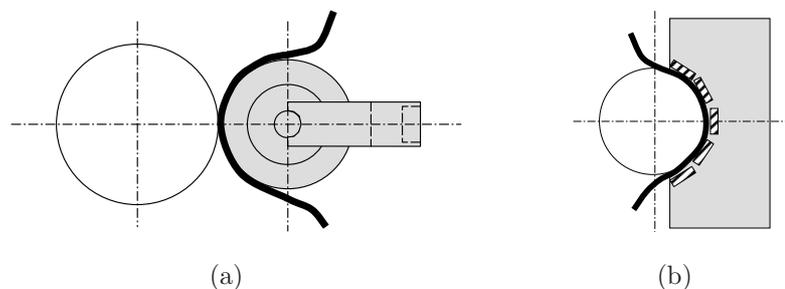


Figure 1.8 – Principe de toilage par galet (a) et par mâchoire (b).

### 1.3.1 Les variables "process" d'influence reconnues en toilage

Dans son principe la technologie de super finition par toilage est remarquablement simple. Sa réalisation pratique pose néanmoins de réelles difficultés en raison de la méconnaissance des processus physiques activés au cours du toilage. Ceci est d'autant vrai que les variables "process" d'influence sont en effet extrêmement nombreuses, qu'elles s'interpénètrent de façon fort complexe et que, en somme les études réellement nouvelles intervenues scientifiquement depuis plusieurs décades sont quasi-inexistantes. Il suffit de regarder les dates auxquelles ont été publiées et proposées les définition et règles qui régissant en partie les pratiques industrielles en toilage [4, 11]. De plus, il n'a pas été trouvé dans la littérature d'études récentes et scientifiques traitant directement la technologie utilisée par l'alliance RENAULT-NISSAN pour la super finition des vilebrequins. Il existe sûrement quelques données et savoir-faires non publiés et propres à certaines entreprises de mécanique utilisant cette variété de procédés de finition avancés. En revanche, il existe de nombreuses publications sur l'abrasion à deux ou trois corps [12, 13] et quelques articles très récents sur le toilage [14, 15]. Malheureusement leurs résultats n'ont pas pu être extrapolés au cas du toilage industriel dans le secteur automobile car les conditions de sollicitations sont trop différentes.

L'analyse ci-après s'appuie donc sur un boisseau de faits empiriques qui montre l'intervention critique d'un certain nombre de variables du process de toilage; elles prédominent, les unes ou les autres, selon l'opération d'usinage envisagée (ébauche, finition, ...) ainsi que l'intensité des interactions localisées à l'interface toile abrasif-pièce.

#### 1.3.1.1 Conditions de chargement de contact

Kim et *al.* [16] ont recherché la distribution des forces normales et tangentielles pour un contact d'entraînement à courroie plate quand une charge de contact concentrée est appliquée sur la poulie. Cette condition de chargement est caractéristique du toilage avec courroie abrasive. Le contact au niveau de l'entraînement à courroie plate se subdivise en :

- un contact interne poulie/film abrasif,
- un contact externe film abrasif/pièce à usiner où une concentration de charge est présente.

La figure 1.9 montre les diagrammes des pressions exercées sur la toile abrasive, en équilibre quasi-statique, respectivement au niveau de la poulie réceptrice et motrice. Le contact s'établit le long d'un arc où trois zones sont à distinguer :

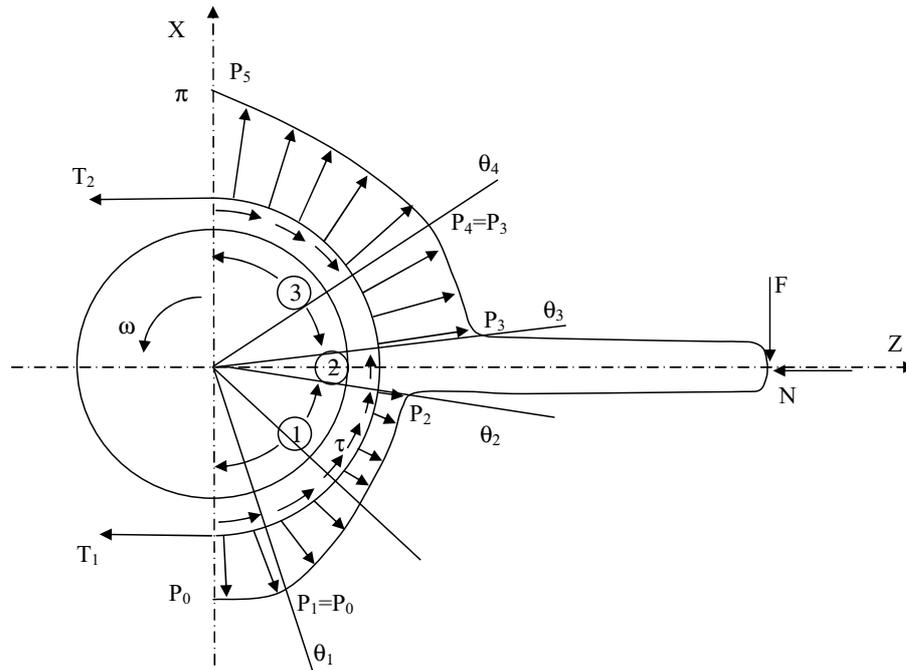


Figure 1.9 – Distribution des tensions normales relatives à une toile abrasive sans fin défilant autour du rouleau conducteur et sollicitée par une charge concentrée [16].

- surface de contact n° ① en amont de la zone à charge concentrée,
- surface de contact n° ② avec concentration de charge,
- surface de contact n° ③ en aval de la zone à charge concentrée.

Les zones ① et ③ sont subdivisées en régions actives et inactives pour un couple de force appliquée. Dans les régions inactives, seul un frottement statique s'opère entre la toile et la poulie. Les surfaces de contact des régions actives sont sujettes à une friction cinétique due au glissement de la toile à l'origine de la variation de sa tension. Dans le contact poulie réceptrice (toile abrasive/pièce) :

- l'arc entier du contact est actif à l'exception d'une partie de la zone en sortie et ce indépendamment de la charge normale appliquée ;
- l'effort tangentiel dans la région active de la zone ① est dirigé dans le sens de rotation de la poulie. Ceci entraîne une réduction de la pression ;
- en sortie de la zone ③, la direction de l'effort tangentiel est l'opposée de celle du frottement dans la zone ① à l'origine d'un accroissement de la charge normale.

Pour le contact au niveau de la poulie motrice :

- En accroissant la charge normale, la zone ① s'activait en premier ;
- Dans la zone ③, la région active se prolongeait à la zone de contact à charge concentrée. Aussi, la force de friction entraînait une réduction de l'effort normal.

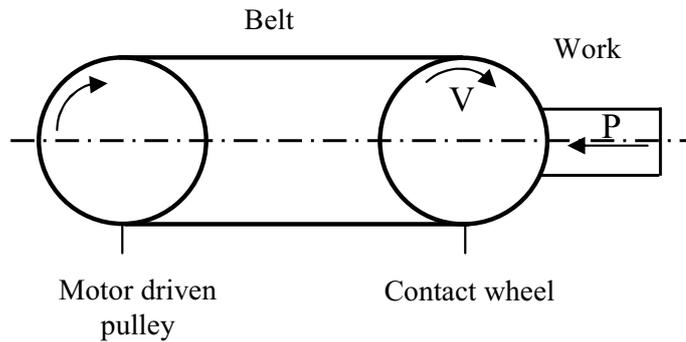


Figure 1.10 – Constant-force ( $P$ ) belt grinding with a contact wheel [4].

Figure 1.10 – Toilage en plongée sous effort axial constant ( $P$ ) [4].

Ceci illustre la complexité des conditions de chargement aux interfaces poulie réceptrice (galet de contact) / film abrasif / pièce. La distribution des efforts et son évolution au cours du toilage dans les zones de contact interne (poulie / film abrasif) et externe ( film abrasif / pièce), déterminent l'efficacité du toilage.

### 1.3.1.2 Influence des propriétés ainsi que la géométrie du cylindre de contact (galet de contact)

La configuration simple de toilage est celle schématisée sur la figure 1.10 [4]. Il s'agit d'une opération d'usinage à la toile en plongée sous effort axial constant. Des opérations similaires peuvent être exécutées soit à avance manuelle, soit mécanique. Elles sont souvent utilisées lorsque un taux élevé d'enlèvement de matière est recherché. Ceci en raison de la disposition relativement distante des grains d'abrasif actifs qui conduit à un bon logement de copeau même quand la longueur de contact galet-pièce est grande [4]. L'enlèvement de matière est aussi favorisé par un effort important par grain actif assurant des conditions d'usinage où l'épaisseur de copeau non déformée est élevée, impliquant par conséquence une faible énergie spécifique de coupe [4]. Ceci se traduit par un usinage à grand taux d'enlèvement de matière et à faible température mais à qualité de finition ordinaire. Curieusement, lorsqu'une haute précision de la cote et une meilleure qualité de la forme géométrique de surface finie sont recherchées, il suffit de modifier la géométrie ainsi que la dureté du cylindre de contact (cf. figure 1.11). Des rouleaux de contact spiralés, avec des stries définies dans un angle par rapport à la direction d'abrasion compris entre  $45^\circ$  et  $90^\circ$ , sont fréquemment utilisés. Des propriétés du rouleau de contact (appelé mâchoire de

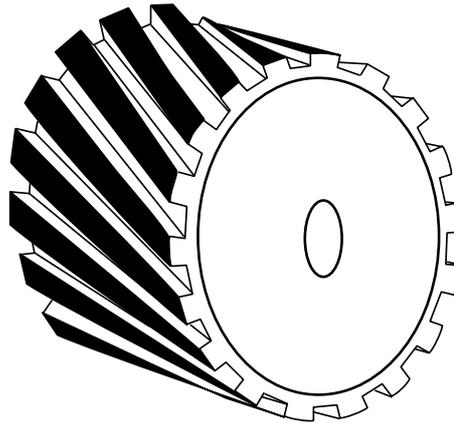


Figure 1.11 – A grooved rubber contact wheel [4].

Figure 1.11 – Rouleau de contact strié [4].

toile ou mâchoire de travail) dépendent en effet la traction ainsi que la résilience nécessaires pour permettre au plus large nombre de grains d'abrasifs d'être actifs, et de garantir aussi une rigidité pour prévenir les instabilités de coupe [1, 4]. Ainsi, selon l'application et la qualité de finition exigée, la dureté des mâchoires de travail est fondamentale. Pour l'ébauche (phase de pré-finition), on utilise généralement des mâchoires dures permettant un enlèvement de matière relativement important et donc d'améliorer la géométrie de la pièce en termes de circularité, rectitude et cylindricité de la zone usinée. Pour des raisons de résistance à l'usure et de longévité, les mâchoires de travail revêtues de couches de céramique spéciale sont utilisées. Lors de la finition (phase ultime), les mâchoires de travail souples s'imposent lorsqu'il s'agit d'améliorer significativement les valeurs superficielles d'état de surface et d'augmenter le taux de portance [1, 4]. Ainsi, lorsqu'on met en parallèle le résultat apparent d'une simple modification de la dureté des mâchoires de toile et son incidence sur la qualité de finition, on s'aperçoit que malgré son intérêt fondamental, l'action de cette grandeur (dureté de mâchoire) reste encore confuse et imprécise. Ceci probablement parce qu'on ignore les incidences sur les conditions locales du contact film abrasif/pièce et les rôles respectifs de l'élasticité et de la plasticité lors de l'abrasion. Pour s'en convaincre, il suffit de regarder les dates auxquelles ont été publiés les premiers travaux pour éclairer cette question. D'après Shaw [4], Matsui et Syoji (1978) furent les premiers à étudier l'influence de la rigidité de différentes mâchoires de toile sur la longueur du contact entre mâchoire et pièce ainsi que les efforts de toilage. La figure 1.12 montre le dispositif de toilage utilisé, instrumenté en efforts, dans une configuration d'usinage en plongé sous effort axial constant. Dans cette étude, un procédé pyrotechnique, similaire à celui utilisé en coupe interrompue [17], a été employé pour évacuer rapidement la pièce

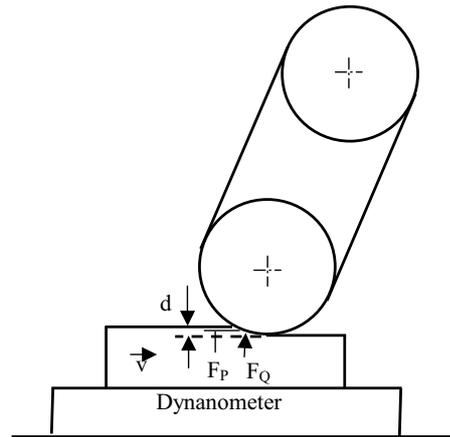


Figure 1.12 – Plunge surface grinding with an abrasive belt [4].

Figure 1.12 – Rectification en plongée à la toile [4].

de la toile lors de l'usinage. L'observation ensuite des empreintes résiduelles sur la surface abrasée servait à définir la longueur de contact et ce pour différentes duretés de mâchoire travail dans des conditions d'usinage identiques. Selon Matsui et Syogi (1978), lorsque la dureté de la mâchoire de travail diminue, l'espacement entre les grains d'abrasifs croît de même que l'effort par grain actif, augmentant en conséquence sa profondeur de coupe (cf. figure 1.13) [4].

Ainsi, la densité active des grains d'abrasif décroîtrait avec la dureté de la mâchoire de travail ; ceci conduirait à un accroissement de l'épaisseur moyenne de copeau non déformée (avance dans la matière) ainsi qu'à une énergie spécifique de coupe réduite. Pour le même objectif, Namba et Tsuwa (1967) avaient réalisé antérieurement une série d'essais de toilage avec un rouleau de contact spiralé à 45° et une géométrie de contact strié de longueur 12,7 mm sur le dispositif schématisé par la figure 1.14 [4].

Ainsi, en faisant toiler des pièces en acier laminé à froid, à conditions expérimentales distinctes, les auteurs ont relevé méthodiquement la profondeur de passe après usinage [4]. Le résultat essentiel qui en ressort était la relation de proportionnalité suivante :

$$a_p \approx \frac{F_Q \cdot V}{\nu} \quad (1.3)$$

où  $a_p$  est la profondeur de passe,  $F_Q$  la composante verticale de l'effort d'abrasion,  $V$  la vitesse du défilement de la toile,  $\nu$  la vitesse d'avance de la pièce. Les expériences dues à Matsui et Syogi (1978) ont montré, une décennie après, que la constante de proportionnalité était une fonction de la rigidité et de la géométrie du rouleau de contact [4]. Au dossier de ce genre de phénomènes, liés à la forme géométrique ainsi qu'à la dureté du rouleau de contact (tous autres paramètres restant, bien entendu, inchangés), encore trop peu

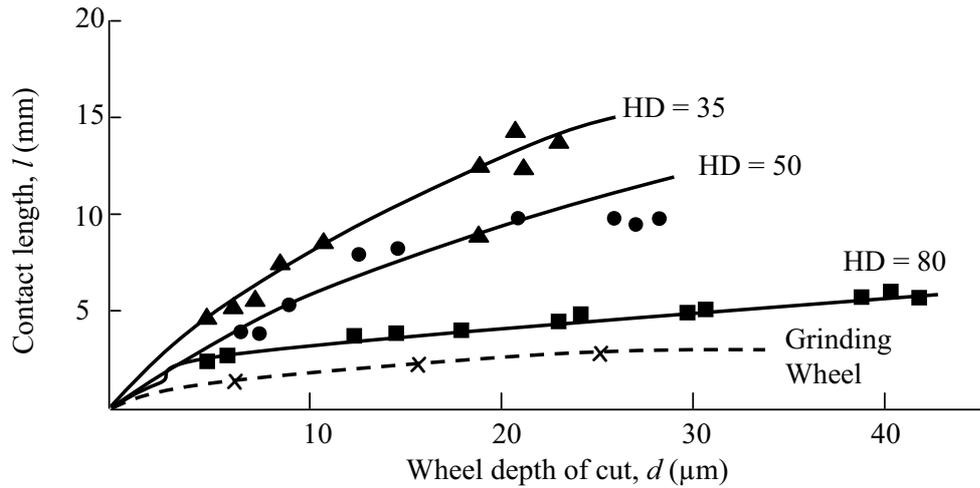


Figure 1.13 – The variation of the wheel-work contact length ( $l$ ) with wheel depth of cut ( $d$ ) for three ungrooved contact wheels of different durometer hardnesses (HD). The dashed curve is for a conventional verified grinding wheel (WA 80H V) (after Matsui and Soyji) [4].

Figure 1.13 – Les variations de la longueur du contact mâchoire-pièce ( $l$ ) avec la profondeur de passe ( $d$ ) pour trois mâchoires de travail non striées de duretés différentes (HD). La courbe en trait tireté est relative à une meule témoin conventionnelle (WA 80H V) (d'après Matsui and Soyji) [4].

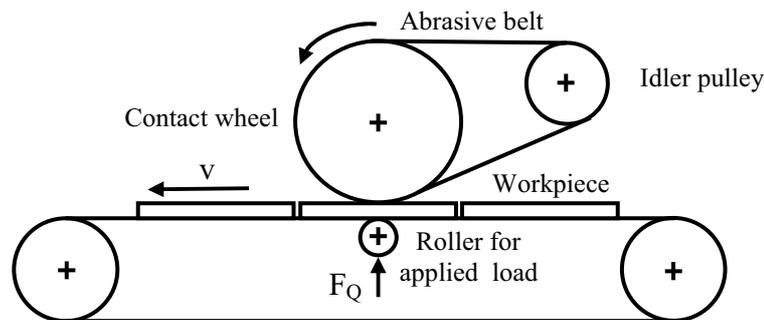


Figure 1.14 – The arrangement used by Namba and Tsuwa (1967) to study the influence of a serrated contact wheel in fixed load surface grinding with an abrasive belt [4].

Figure 1.14 – Le dispositif utilisé par Namba et Tsuwa (1967) pour étudier l'influence d'un rouleau de contact strié dans une opération de toilage sous charge constante [4].

compris et étudiés, versons aussi l'hypothèse suivante : en dehors du cas vraisemblable de grains actifs d'abrasif, de densité convertible et d'indentation profonde, on peut admettre

qu'il y a un rythme différent selon chaque cas qui conditionne l'étendue de l'aire réelle de contact ; variable qui influe sur la composante "frottement", devant la composante "labourage" ou "verrouillage" purement mécanique des aspérités. Il est clair aussi que selon cette étendue d'aire de contact, on amène au contact un nombre d'arrêtes coupantes de grains d'abrasif où l'intensité de la composante coupe dépend non seulement de la densité de ces arrêtes, mais également de leur forme, de leur acuité et de leur orientation (angle de coupe).

### 1.3.1.3 L'effet d'oscillation de contact film abrasif-pièce

D'après Shaw [4], Gagliardi et *al.* (1988) furent les premiers à conjuguer la rotation du cylindre de contact et l'oscillation axiale du film abrasif lors de l'usinage de précision à la toile (cf. figure 1.15). Cette combinaison permettait le parachèvement des géométries de pièces de haute précision avec des tolérances serrées. Ceci aujourd'hui est commun à tous les procédés de super finition où l'outil, oscillant à une fréquence comprise entre 2 et 85 Hz, est comprimé par une pression constante de 9 à 40  $N/cm^2$  environ contre la surface de la pièce en rotation [1]. Les grains d'abrasifs se trouvant en contact produisent, par la superposition des différentes trajectoires d'oscillations (ex. sinusoïdes), les traces d'usinage se croisant dans un angle défini. On utilise en général des pierres de superfini-

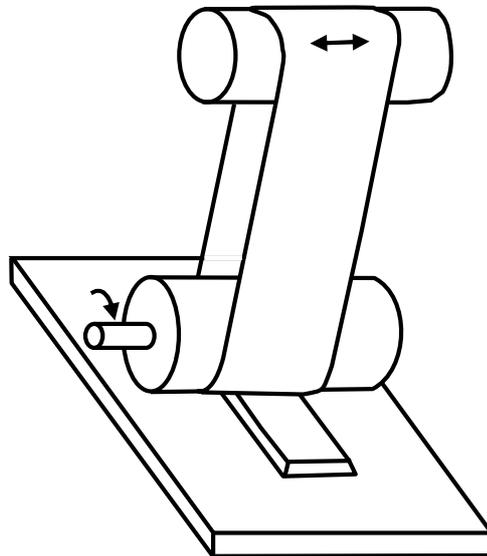


Figure 1.15 – Platen belt grinding with a solid metal contact wheel and axial belt oscillation to provide a good finish (after Gagliardi et al. 1988) [4].

Figure 1.15. Plateau de toilage avec une roue de contact en métal et oscillation axiale de toile afin de produire une meilleure surface finie (d'après Gagliardi et *al.* 1988) [4].

tion ou des abrasifs appliqués avec un grain d'un diamètre moyen compris entre 0,3 et 70  $\mu\text{m}$  appelés toiles de super finition [1]. Le principe d'oscillation est parfois utilisé en rectification avec traits croisés permettant d'obtenir des géométries de pièces planes et sphériques très précises. L'hypothèse avancée dans ce cas précis afin d'expliquer cette précision est qu'on augmente le nombre de grains on faisant osciller la meule sur la pièce [18]. La composante de coupe domine ainsi celle du labourage, en conséquence de quoi l'état de surface se trouve améliorée. Précisons ici que cette interprétation n'a pas encore été prouvée de façon certaine.

L'oscillation des grains d'abrasif peut être utilisée aussi comme technique pour réduire les dommages subsurfaciques et/ou augmenter le taux d'enlèvement de matière lors du meulage de matériaux fragiles (céramiques par exemple). Ceci a été mis en évidence dans les travaux de Qu et *al.* [15]. Les auteurs se placent en effet au niveau sclérométrique où l'abrasion peut être analysée en terme de déplacement d'une particule "idéalisée élémentaire". L'effet vibratoire est alors reproduit par un essai d'indentation intermittente à charge variable. Deux configuration d'essai ont été analysées : l'indentation intermittente normale et oblique. Les résultats obtenus ont confirmé d'une part le mécanisme élémentaire d'abrasion habituellement observé dans le cas d'un matériau fragile (cf. figure 1.16), à savoir : action de fissuration normale à la surface abrasée qui se manifeste par des dommages (ruptures médiane et radiale) sous forme d'éclats et de fractures, suivie en général par des dommages parallèles (rupture latérale). Ceux-ci conduisent à un enlèvement de matière initié par le dommage latéral, synonyme d'un dommage normal généralisé, lors du glissement du poinçon. D'autre part, l'oscillation des grains d'abrasif, simulé par l'intermittence de l'indentation, conduit à l'apparition de rupture latérale avant le développement généralisé de la rupture normale à la surface indentée. Ceci entraîne un effet "écran" ainsi que des localisations intermédiaires des fissures latérales réduisant la profondeur de zone endommagée normale à la surface indentée. Les conclusions de cette étude montrent par ailleurs que :

- 62% d'augmentation du taux de matière enlevée, induit par l'effet vibratoire, s'opère avec un accroissement minimal de la profondeur pénétrée associée ;
- pour un même taux de matière enlevée, l'oscillation réduit la profondeur de fissuration normale de 24% ;
- l'oscillation haute fréquence diminue d'une part la composante frottement à l'interface grain d'abrasif/copeau et favorise d'autre part la pénétration efficace du fluide de coupe.

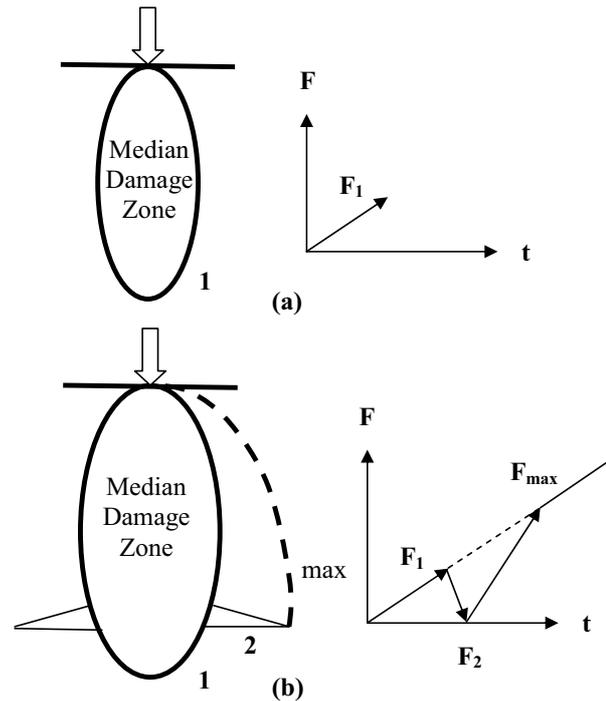


Figure 1.16 – (a) Formation of median damage zone under loading; (b) Formation of lateral crack upon unloading permits reloading up to without an increase in damage depth [15].

Figure 1.16 – (a) Formation sous chargement de zone médiane de dommages; (b) Formation de fente latérale lors du déchargement et en rechargeant jusqu'à  $F_{max}$  sans augmentation de profondeur d'endommagement [15].

La question qui reste posée est comment ces effets se traduiront avec une densité donnée de grain abrasifs dans le cas d'un matériau métallique ductile ?

#### 1.3.1.4 Effets d'efforts d'abrasion

Des méthodes pratiques pour déterminer les composantes tangentielle et normale de l'effort de toilage, à la fois en plongée sous effort constant ou à taux d'avance fixe, ont été proposé par R. W. Story [19], auxquels divers auteurs se sont référés [20]. Extrayons de son étude la démarche suivie ainsi que quelques conclusions majeurs. Les calculs de R. W. Stroy [19] supposent que les forces de frottement se superposent à celles de coupe pour en constituer l'effort global d'abrasion mesurée; n'oublions pas que celui-ci suppose entre autres hypothèses que la composante "labourage" ou forces de déformation, ainsi que les forces d'adhésion, n'existent pas et ne risquent pas de perturber la mesure globale. A ces

restrictions près, on peut calculer les composantes d'effort de toilage ainsi :

$$F_T = F_{T_c} + F_{T_f} \quad (1.4)$$

$$F_N = F_{N_c} + F_{N_f} \quad (1.5)$$

où :  $F_{T_c}$  composante tangentielle due à l'action de coupe,

$F_{T_f}$  composante tangentielle due à l'action de frottement par glissement,

$F_{N_c}$  composante normale due à l'action de coupe,

$F_{N_f}$  composante normale due à l'action de frottement par glissement.

Introduisons  $\mu = \frac{F_{T_f}}{F_{N_f}}$  le coefficient de frottement mesoscopique entre toile abrasive/pièce et appelons  $r_c = \frac{F_{T_c}}{F_{N_c}}$  le rapport de coupe orthogonale ; les relations physiques suivantes peuvent être formulées :

$$F_T = r_c F_{N_c} + \mu F_{N_f} \quad (1.6)$$

$$\frac{F_T}{F_N} = \frac{r_c - \mu}{1 + \frac{F_{N_f}}{F_{N_c}}} + \mu \quad (1.7)$$

$$F_{N_c} = \frac{F_T - \mu F_N}{r_c - \mu} \quad (1.8)$$

Les essais expérimentaux dans la configuration de toilage en plongée sous effort constant ont montré que le rapport  $\frac{F_{N_f}}{F_{N_c}}$  varie d'une façon linéaire avec le temps d'usinage  $t$ . Ceci amène R. W. Story [19] à proposer pour ce rapport une fonction du type :

$$\frac{F_{N_f}}{F_{N_c}} = a + b t \quad (1.9)$$

Introduisons cette fonction en équation (1.7), on obtient :

$$\frac{F_T}{F_N} = \frac{r_c - \mu}{1 + a + b t} + \mu \quad (1.10)$$

Si l'on considère ensuite le taux de matière enlevée par le processus de coupe, celui-ci s'exprime, d'un point de vue géométrique, ainsi :

$$\dot{Q}_c = n \bar{a}_p \bar{a}_e V_f \quad (1.11)$$

où  $n$  est le nombre actif des grains d'abrasif,  $\bar{a}_p$  leur profondeur moyenne de coupe axiale,  $\bar{a}_e$  leur profondeur moyenne de coupe radiale et  $V_f$  la vitesse moyenne d'avance par grain d'abrasif.

Par ailleurs, pour les différentes technologies d'usinage, ce débit peut être décrit par la relation suivante :

$$\dot{Q}_c = \frac{F_{T_c} V_f}{F_{sc}} \quad (1.12)$$

Relation dans laquelle  $F_{sc}$  représente l'effort spécifique de coupe qui définit l'effort nécessaire pour enlever un copeau de section unitaire.

De la combinaison des équations (1.11) et (1.12), on en déduit le taux de matière enlevée par un processus de coupe en toilage, qui s'écrit en fonction du temps d'usinage :

$$\dot{Q}_c = \frac{r_c F_N V_f}{F_{sc}(1 + a + b t)} \quad (1.13)$$

D'après R. W. Story [19], même si la formule 1.13 constitue une bonne approximation de la composante coupe en toilage, elle donne en générale des valeurs de  $\dot{Q}_C$  plus élevées avec des temps d'usinage prolongés comparées à celles obtenues expérimentalement. Il semble que la notion d'effet de taille "size effect" [17] puisse en donner une explication : en effet au-delà d'un certain temps d'usinage, on voit apparaître une augmentation de l'effort spécifique de coupe engendrée essentiellement par une réduction de la profondeur de coupe.

Dans le cas de toilage à avance fixe et ce pour des conditions figées en termes d'avance descendante par passe, de vitesse de défilement de toile ainsi que d'avance en plongée,  $\dot{Q}_C$  demeurera constant en postulant que l'usure des grains d'abrasif est négligeable. L'extension par ailleurs de l'analyse décrite plus haut (équation 1.13) amène dans ce cas au résultat limite que voici :

$$F_T = \frac{\dot{Q}_C F_{sc} \mu}{r_c V_f} \left( \frac{r_c}{\mu} + a + b t \right) \quad (1.14)$$

$$F_N = \frac{\dot{Q}_C F_{sc}}{r_c V_f} (1 + a + b t) \quad (1.15)$$

Dans ces équations, les deux composantes de l'effort d'abrasion augmentent linéairement avec le temps d'usinage. On remarque aussi dans ces formules que le rapport des pentes de variation temporelle des deux composantes est égale au coefficient de frottement : nouvelle explication après bien d'autres d'un accroissement linéaire avec le temps d'usinage de surface usée des grains d'abrasif.

Un point très original de cet article qui ne devrait pas être négligé est que l'auteur a réussi, sur la base de quelques hypothèses raisonnables, l'analyse decouplée des composantes de coupe et de glissement en toilage. Puisque les variations des conditions technologiques d'abrasion n'affecteront pas ces deux types de forces de la même manière, d'autres études, subséquentes à celle de R.W.Story, devraient permettre une meilleure compréhension du processus d'usinage à l'abrasif. En effet cette représentation, bien entendu limitée aux deux composantes de coupe et de glissement, a été élargie par Puthanangady et Malkin [21] puisqu'ils partent de l'hypothèse suivante : en plus des composantes de coupe et

de glissement, l'effort d'abrasion dépend d'une troisième composante de labourage. Les auteurs confirment la validité de cette hypothèse par des essais de super finition cylindrique externe à la pierre, instrumentés en puissance, en effort ainsi qu'en mesure *in situ* d'usure de pierre de super finition [21]. Ils pointent par ailleurs l'influence du temps d'usinage sur la prédominance de chaque composante dans la finition de surface en pierrage.

### 1.3.1.5 Conclusion

De cette analyse bibliographique sur le toilage, il ressort que :

1. Les travaux scientifiques traitant directement l'usinage par toilage sont limités et pour l'essentiel très anciens ;
2. Lorsqu'on presse la toile contre la surface avec un rouleau de contact (appelé mâchoire de toile ou mâchoire de travail) très rigide, ceci s'accompagne toujours :
  - d'un usinage à taux d'enlèvement de matière élevé ;
  - d'une qualité de finition ordinaire avec une faible tenue des sous-couches en fatigue.

Curieusement, lorsque une haute précision de la cote et une meilleure qualité de la forme géométrique de surface finie sont recherchées, des mâchoires striées sont fréquemment utilisées ;

3. Lorsqu'on conjugue la rotation du cylindre de contact et l'oscillation axiale du film abrasif lors du toilage, le parachèvement des géométries de pièces de haute précision avec de tolérances serrées est obtenu ;
4. Lorsqu'un indexage discontinu de la toile est appliqué, la reproductibilité et la constance des résultats du toilage sont maximales. Cela signifie que l'on maîtrise au préalable le temps de cycle de sorte que l'avance de la toile puisse être adaptée de manière optimale à chaque diamètre d'usinage. Ceci permet aussi de réduire la consommation inutile de la toile et d'obtenir les conditions de départ pour chaque nouvelle pièce, condition indispensable à l'obtention de résultats reproductibles. L'ennui est que l'influence de la variable "process" temps de cycle est encore insuffisamment connue. Quels sont en effet les facteurs qui accroissent ou réduisent le temps de cycle et par voie de conséquence, quels sont les facteurs d'usinage à la toile qui sont les plus favorables ?

Bien entendu, on pourrait encore multiplier les faits expérimentaux qui témoignent du rôle décisif des effets corrélatifs encore méconnus des variables "process" et de la fonctionnalité des surfaces finies par toilage. Notons par ailleurs, qu'il est difficile de décrire à ce

jour l'enchaînement cause/conséquence des phénomènes de toilage car, hormis l'influence des paramètres "process", d'autres effets structurels se superposent. Ces corrélations qui ne sont donc ni généralisables ni prédictives viennent démontrer la nécessité de ce travail. L'objectif ici est de faire apparaître les mécanismes qui régissent l'intervention des variables "process" lors du toilage des portées cylindriques. Voici ci-après une analyse succincte de ces technologies utilisées ou brevetées par l'industrie.

### 1.3.2 Toilage des portées cylindriques : applications industrielles et solutions technologiques

L'objectif de ce paragraphe est de passer en revue les principales variantes du procédé de toilage industriel des portées cylindriques de pièces mécaniques. Il s'agit pour l'essentiel d'une synthèse d'une étude de "benchmarking générique" avec une analyse de "critique de vraisemblance". Celle-ci se caractérise par une reprise des principaux brevets connus pour leurs innovations dans le domaine de la super finition par toilage. Bien entendu, l'idée derrière ce travail est de dégager le potentiel d'innovation du procédé en relation avec les variables process d'influence.

#### 1. *Brevet US 4.682.444 (Juillet 1987) [22]*

Dans ce brevet, la technologie de super finition illustrée en figure 1.17 utilise deux mâchoires (1) équipées de 4 inserts (2) par mâchoire qui pressent la toile abrasive (3) contre la surface (5) sur un arc d'environ  $320^\circ$ . La dureté des inserts est modifiée suivant l'objectif recherché (taux d'enlèvement de matière, rugosité, ...):

- des inserts rigides sont utilisés pour le toilage "ébauche" dans lequel des spécifications macrogéométriques sont recherchées. Une géométrie particulière des inserts, associée à un mouvement oscillatoire local de pivotement des mâchoires, permet également et simultanément d'obtenir une forme en tonneau généralement recherchée sur les paliers de vilebrequin.
- des inserts souples sont utilisés pour le toilage "finition" où des diminutions significatives des valeurs de la rugosité et de l'ondulation sont préconisées.

Cette variante de toilage ne permet pas d'intégrer des moyens de mesure ou de contrôle de la géométrie des pièces usinées pendant le cycle de toilage.

#### 2. *Brevet US 5.311.704 (Mai 1994) [23]*

La configuration du système proposé par ce brevet est semblable au précédent. Mais les deux mâchoires pressent la toile abrasive sur un arc plus faible, laissant ainsi

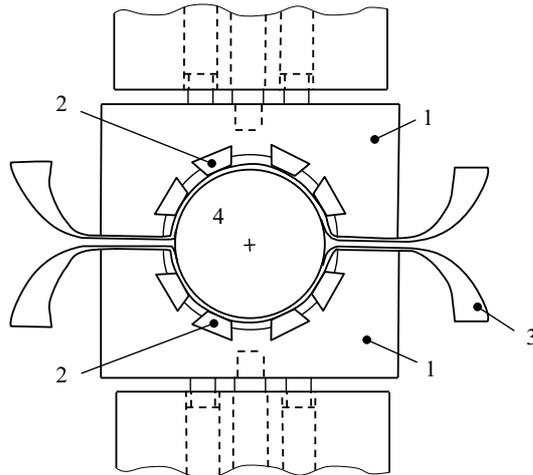


Figure 1.17 – Représentation schématique de la géométrie de contact du brevet US 4.682.444 [22].

la possibilité d'insérer un système de contrôle en continu du diamètre usiné, via deux capteurs diamétralement opposés. Ce système de contrôle pilote la valeur de l'effort de serrage des deux mâchoires et la fin de l'opération de toilage lorsque le diamètre recherché est atteint. Néanmoins, le contrôle précis du diamètre, de l'ordre du micromètre en cours de toilage, reste délicat à maîtriser.

3. *Brevet US 5.531.631 (Juillet 1996) [24]*

Ce brevet exploite pour le toilage une structure à deux bras équipés chacun d'une mâchoire. La différence ici est que seule une mâchoire est équipée d'inserts et presse la toile abrasive sur la portée. L'autre est équipée de supports pour la pièce ainsi que des capteurs assurant le contrôle actif du diamètre et de la cylindricité de la surface usinée pendant le toilage. Un dispositif additionnel permet, par contrôle de la position du centre de pression sur les mâchoires en cours de toilage, de respecter les spécifications de forme du cylindre usiné. Signalons que cette variante du procédé est essentiellement recommandée lorsque des tolérances précises de forme sont recherchées.

4. *Brevet US 5.695.391 (Décembre 1997) [25]*

Ce brevet propose également un système composé de deux bras articulés, chacun muni d'une mâchoire. Au moins une des mâchoires est équipée d'un insert, avec une coquille métallique flexible qui presse la bande abrasive sur le cylindre usiné en couvrant un angle de 180° environ. La flexibilité de la coquille métallique (cf. figure 1.18(a)) est assurée par des gorges radiales (4 et 5) réparties alternativement sur

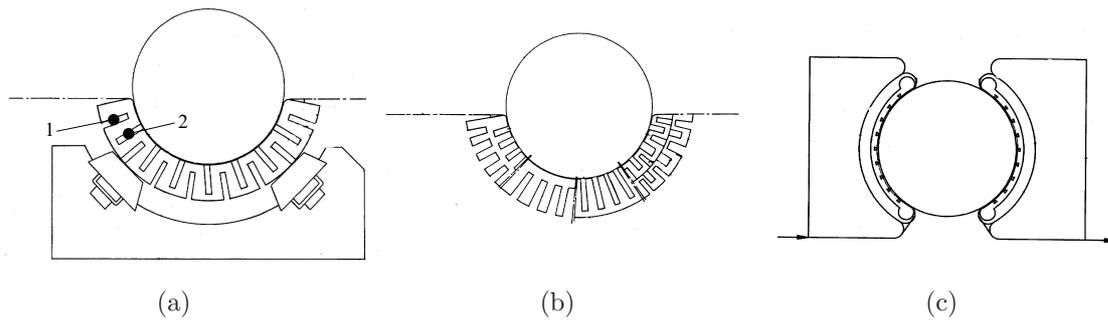


Figure 1.18 – Brevet US 5.695.391 : détails des options de coquilles/insert [25].

les surfaces internes et externes. Elle peut être modulée en fonction des géométries et des répartitions des gorges le long de la coquille (cf. figure 1.18(b)). Une autre version du brevet propose de remplacer l'insert-coquille par un insert-poche rempli d'un fluide incompressible (cf. figure 1.18(c)). Cette variante permet d'obtenir une pression quasi-uniforme à l'interface toile abrasive-pièce. Toutefois, le système avec deux bras mécaniques, rend difficile la maîtrise du niveau de pression de contact.

5. *Brevet US 5.651.719 (Juillet 1997) [26]*

Ce brevet présente une technologie de toilage avec une architecture verticale (cf. figure 1.19). Elle comprend un bras mobile (1) articulé avec trois mâchoires (2, 3a, 3b). Celles-ci assurent une meilleure répartition des efforts radiaux sur la pièce usinée sans pour autant garantir une pression locale de contact uniforme. La toile abrasive (4) est pressée sur la pièce (5) avec un angle total de contact de  $270^\circ$  environ. Bien que l'aire de contact soit importante, l'augmentation du nombre de mâchoires génère une perte significative en terme de rigidité du système. Le bras porte, en outre, deux capteurs opposés et alignés horizontalement pour la mesure du diamètre de la pièce pendant le toilage. Ceci afin de déclencher la fin de l'opération quand le diamètre recherché est atteint.

6. *Brevet JP 243.480 (Septembre 2004) [27]*

Les variantes de toilage brevetées récemment revendiquent la gestion *in situ* de la surveillance de la toile et de son arrosage. Un brevet déposé en 2004 (cf. figure 1.20) montre la toile abrasive (1) pressée contre la pièce (4) par l'intermédiaire de deux mâchoires symétriques (2) munies d'inserts (3). L'angle total de contact toile abrasive-palier est d'environ  $300^\circ$ . En plus des mouvements de rotation du palier et d'oscillation axiale relative mâchoire/vilebrequin, la bande est animée d'une oscillation tangentielle à la pièce par l'action des rouleaux motorisés (5). Une caméra

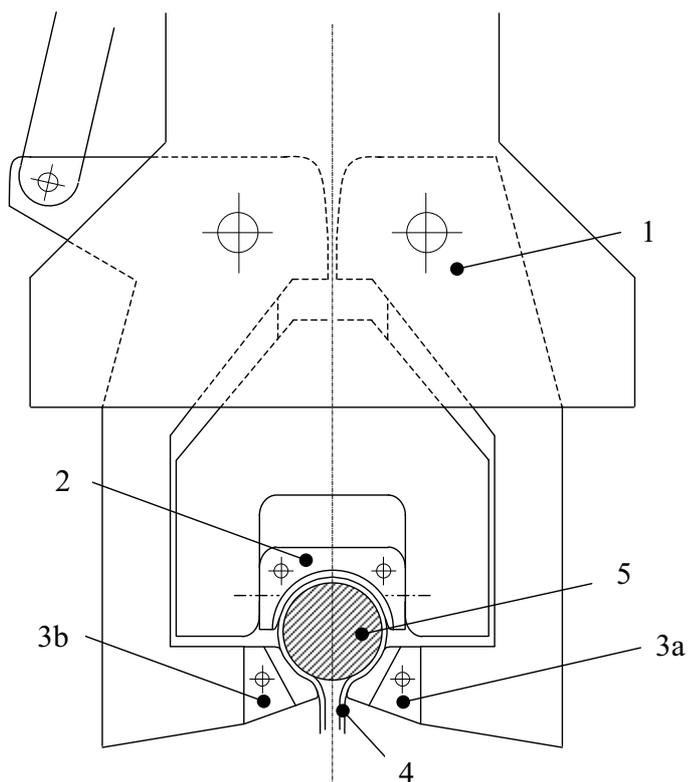


Figure 1.19 – Brevet US 5.651.719 : architecture verticale du système de toilage [26].

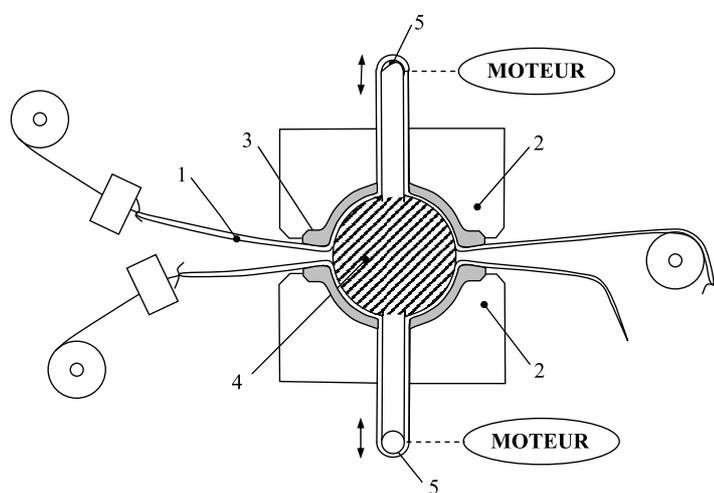


Figure 1.20 – Brevet JP 243.480 : systèmes de commande de la cinématique additionnelle de la bande [27].

de surveillance enregistre en continu l'usure de la toile abrasive et permet le pilotage des paramètres de réglage du système.

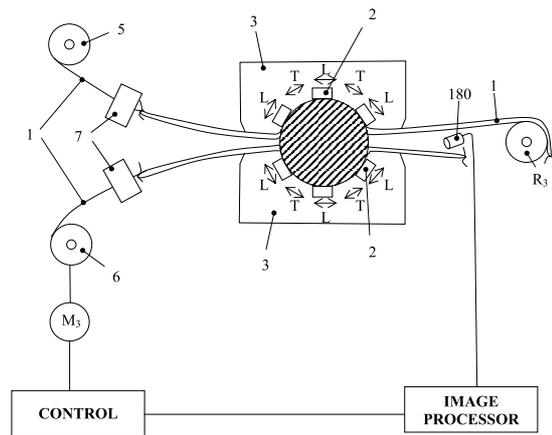


Figure 1.21 – Brevet JP 268.164 : boucle de contrôle du défilement de la bande commandée par caméra et système d’analyse d’image [28].

7. *Brevet JP 268.164 (Septembre 2004) [28]*

Ce dispositif (cf. figure 1.21) reprend le principe de deux mâchoires (3) munies d’inserts (2) qui pressent la toile (1) sur la pièce (4). Un système de vision par caméra (5) analyse l’usure de la bande abrasive et pilote l’avance de la toile et les paramètres d’usinage. A noter que la largeur circonférentielle (L) des inserts varie en fonction de l’opération de toilage envisagée : L est plus grande pour le toilage d’ébauche où une large aire de contact toile-pièce est requis. L’avance de la toile, à la fin de chaque cycle d’usinage, coïncide avec la distance (T) entre les inserts définie comme un multiple de L. L’analyse visuelle de l’usure de la toile est facilitée par un nettoyage (cf. figure 1.22) de la bande situé à la sortie de la mâchoire supérieure. Ce nettoyage peut être réalisé par brosse ultra-sonique, bain à ultrason ou jet sous haute pression. La toile nettoyée recouvre partiellement son pouvoir abrasif avant d’être pressée contre la pièce par la mâchoire inférieure.

8. *Brevet JP 276.122 (Octobre 2004) [29]*

Ce brevet présente une particularité par rapport au précédent au niveau des mâchoires (cf. figure 1.23). Le but recherché ici se situe au niveau de l’amélioration de l’arrosage à l’interface toile abrasive-palier. La nouvelle structure des mâchoires de travail (3) est caractérisée par des logements (2) positionnés entre chaque couple des inserts (4). Elle est aussi équipée d’un système pour l’arrosage par fluide de coupe. Ce système permet simultanément l’arrosage de la surface de la pièce entre deux inserts et le nettoyage de la toile abrasive (1). Ceci implique la suppression d’un nettoyage en fin de cycle.

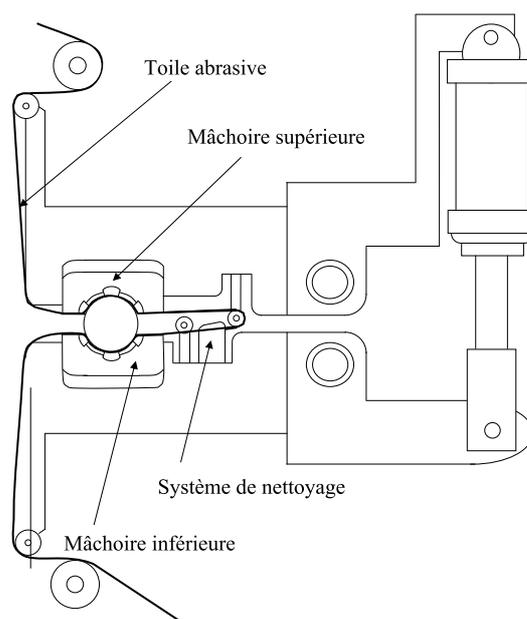


Figure 1.22 – Brevet JP 268.164 : système de nettoyage bande positionné après la mâchoire supérieure [28].

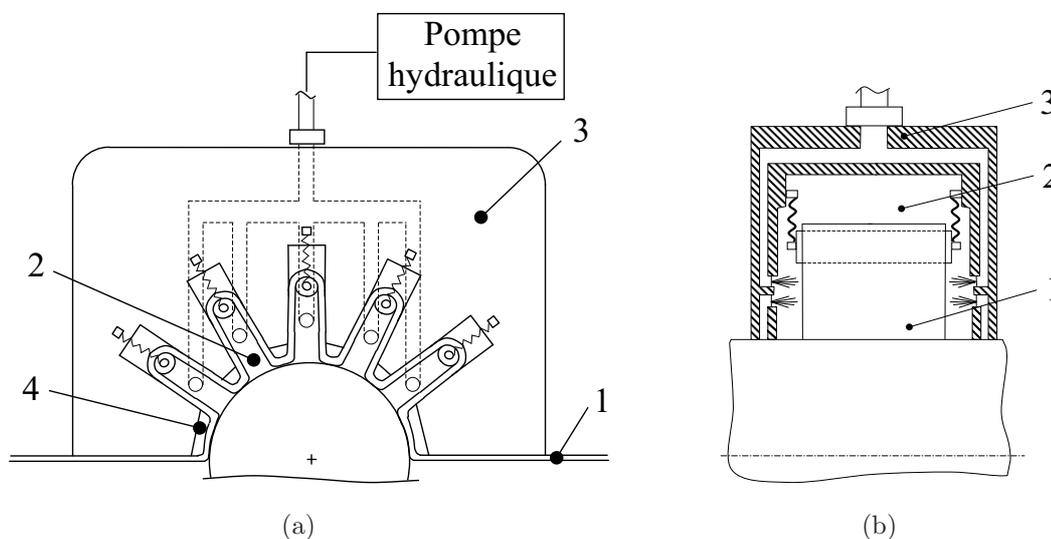


Figure 1.23 – Détail de fonctionnement de l'arrosage du brevet JP 276.122 [29].

De cette analyse des performances et des limites des technologies de toilage, il découle que :

- Des progrès en terme de solutions technologiques intégrées de la gestion de toile et de la mesure pré-processus ont été réalisés.
- Seules les dispositifs des brevets US 5.531.631 [24] et US 5.311.704 [23] permettent

de prévoir les efforts longitudinaux. Toutefois, aucun des porte-mâchoires de toilage analysés ne permet la mesure en cours du processus de l'effort radial.

- Le respect des exigences géométriques recherchées en toilage nécessite une rigidité importante des mâchoires de travail. La solution présentée dans le brevet US 5.695.391 [25] est donc à proscrire.
- Le contrôle de la variation de l'effort de serrage en cours de toilage augmente la flexibilité du process. Ceci ne peut se faire qu'au détriment de la rigidité de la structure du système mécanique porte-mâchoires/bras d'usinage.
- La grandeur de l'aire de contact entre la toile et la portée usinée ainsi que les pressions locales au niveau des inserts ne sont pas maîtrisées.
- Il est difficile de préciser le rôle de l'arrosage par un fluide de coupe dans une opération de toilage. Ceci d'autant plus que la faisabilité industrielle des solutions d'arrosage, proposées à ce jour, restent à démontrer.
- Le mécanisme qui maintient le contact intervient autant que le couple outil/matière (premiers corps) : le toilage doit s'accompagner d'un travail simultané des deux mâchoires destiné à réduire le temps de cycle dans une production de série.

## 1.4 Conclusion

En conclusion de cette revue des éléments bibliographiques et technologiques, il est malaisé de parler de l'usinage à l'abrasif par toilage si l'on n'a pas décrit très complètement et sous un éclairage original :

- en quoi consiste l'action de super finition par toilage ?
- comment cette action est susceptible de se transformer, de se dégrader, de se restaurer, sous l'effet des variables process d'influence reconnues ?

Telles sont les motivations de ce travail de thèse.

# Chapitre 2

## Dispositifs d'essai de toilage et méthodologie expérimentale

Ce chapitre présente la démarche expérimentale mise en œuvre pour l'étude de l'usure par film abrasif (toilage). La première partie consiste en une brève description du banc de toilage développé au laboratoire ainsi que les appareillages utilisés. On décrit également les dispositifs d'essais spécifiques à la prise en mâchoire de travail du film abrasif. La deuxième partie montre la méthodologie expérimentale suivie pour la conduite et l'exploitation des résultats d'essais. Enfin, dans la troisième partie, on présente l'approche tribo-énergétique qui exploite le couplage des mesures physiques in-situ et des expertises de retour d'essais comme un traceur des conditions de contact du film abrasif/pièce toilée. Ceci afin d'identifier les relations entre les aspects microscopiques et macroscopiques de son fonctionnement pour, dans un second temps, en optimiser le comportement.

### 2.1 Banc de toilage

#### 2.1.1 Appareil de toilage rapporté

Le banc d'essais consiste en un appareil de toilage de type Bader et monté directement sur le support d'outil d'un tour conventionnel (cf. figure 2.1). L'appareil rapporté a essentiellement pour fonction de mettre l'outil de toilage dans un mouvement oscillatoire régulier et de presser la bande abrasive de manière constante à une pression définie sur la surface de la pièce. Le tour se charge de la mise en position de la pièce et de sa mise en rotation. Les principaux composants de l'appareil de toilage rapporté sont présentés ci-après :



Figure 2.1 – Appareil de toilage à une seule tête d'usinage.

- Un système d'entraînement électrique servant à produire l'oscillation du cylindre de contact ou des mâchoires de travail : le mouvement rotatif d'un moteur électrique est converti en mouvement oscillant par le biais d'un excentrique fixe (système bielle-manivelle). La fréquence d'oscillation peut-être modifiée de 0 à 6 Hz en fonction de la vitesse de rotation du moteur. L'amplitude de l'oscillation est déterminée par la valeur de l'excentration de la manivelle et peut être réglée de 0 à 10 mm ;
- Un dispositif pour la gestion de l'outil (toile abrasive) : la pression d'appui de l'outil est produite par voie pneumatique et transmise par le biais d'un vérin. Outre la production de la pression de compression, la gestion de la toile inclut également le guidage de la toile dans la machine ainsi que son indexage. Cela signifie que le défilement du film abrasif s'opère à travers un guide-toile et que la zone usée de la toile est remplacée en continu ou par incréments. L'indexage et le guidage de la toile permettent d'obtenir les conditions de départ pour chaque nouvel essai de toilage, conditions nécessaires à l'obtention de résultats reproductibles au micromètre près ;
- Un bras d'usinage conformément au procédé de toilage par plongée de surfaces de formes cylindriques (par ex. vilebrequin) : avec ce procédé, l'outil (c-à-d : la toile) est amené sur l'endroit à usiner de la pièce. Dans le cas des portées cylindriques de vilebrequin, la toile vient s'enrouler sur la surface cylindrique de chaque portée. L'enroulement partiel ou total de celle-ci avec la toile a nécessité la transformation de la tête d'usinage de l'appareil Bader (figure 2.1) en bras d'usinage. La descrip-

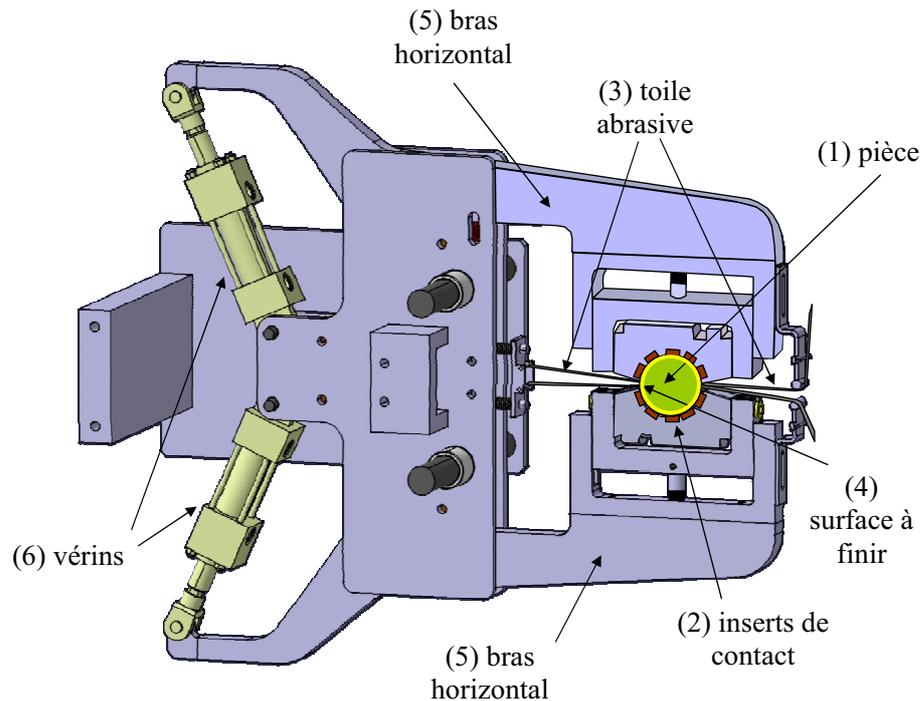
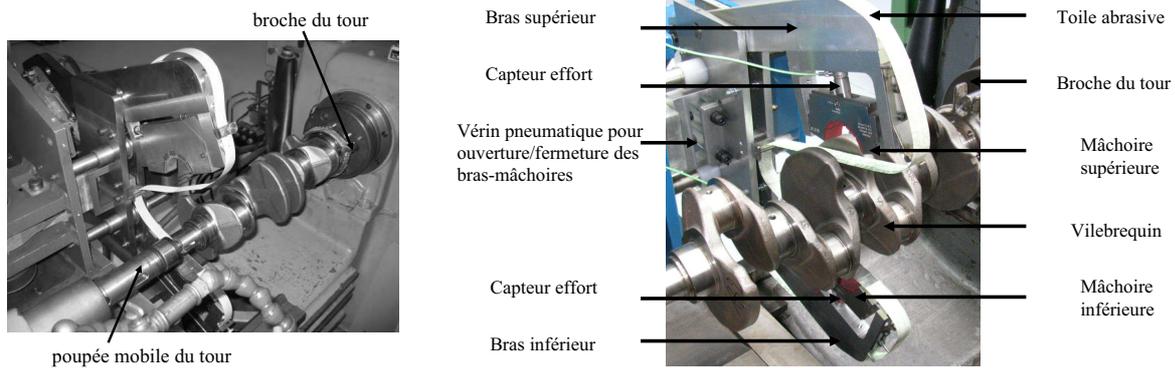


Figure 2.2 – Représentation schématique du procédé de toilage par plongée avec bras d'usinage.

tion de ce dispositif transformé est donnée en figure 2.2. Il est très voisin de celui qui est utilisé dans l'industrie automobile et capable de reproduire des essais de caractérisation spécifiques au procédé de toilage par plongée. Lors de l'usinage de portées cylindriques, la toile abrasive (3) est pressée contre la surface à finir (4) par l'intermédiaire de deux porte-outil formés en fonction de la pièce (1), appelés mâchoires de toilage ou mâchoires de travail, et équipées d'inserts de contact (2). Selon l'application et la qualité recherchée, des mâchoires avec des inserts en céramique (mâchoires rigides) ou en caoutchouc (mâchoires souples) sont utilisées. La fermeture des mâchoires est effectuée par l'intermédiaire de vérins (6), par serrage hydraulique hydrauliques des bras horizontaux (5) qui les soutiennent (cf. figure 2.2).

### 2.1.2 Machine-outil

La machine-outil sur laquelle est montée l'appareil de toilage est un tour conventionnel caractérisé par une puissance à la broche de 9 kW. Celui-ci assure essentiellement le serrage avec la mise en rotation de la pièce et commande le mouvement de déplacement éventuellement nécessaire de l'appareil rapporté. La pièce doit être en effet positionnée et



(a) serrage entre pointe d'un vilebrequin

(b) détails du système de serrage de la toile

Figure 2.3 – Vilebrequin en position de toilage.

maintenue de manière définie par rapport à l'appareil de toilage avant le démarrage de l'opération d'usinage. La pièce à zones d'usinage cylindriques (ex. vilebrequin) est montée entre 2 pointes (cf. figure 2.3) : une dans la broche du tour (assurant le centrage de la pièce) et équipée d'un toc pour l'entraînement en rotation, l'autre dans la poupée mobile (assurant les rôles de maintien du centrage de la pièce et de butée).

Le tour est également équipé d'un système d'arrosage de fluide de coupe avec son système de filtration. La technique de filtration fait passer le fluide de coupe au travers de trois filtres à cartouche successifs, pour éliminer les particules en suspension supérieures à  $5 \mu\text{m}$ . Le fluide de coupe peut être dirigé par une ou deux buses d'arrosage sous pression, avec un débit maximum de  $5 \text{ l.min}^{-1}$ . La figure 2.4 représente une vue d'ensemble du banc d'essai de toilage développé dans le cas d'usinage de portées cylindriques de vilebrequin.

## 2.2 Instrumentation intégrée et Métrologie associée

L'emploi du procédé de toilage, tel que celui que nous venons de décrire, a lieu généralement en fin de chaîne de production afin de donner, au cours du processus d'abrasion, la qualité de surface et la géométrie exigées. Bien évidemment, les mécanismes physiques de l'action abrasive, réalisée ici par le frottement d'une toile sur une pièce et sur laquelle on imprime un mouvement d'oscillation et de rotation, sont plus difficiles à appréhender par le praticien. Ces mécanismes s'effectuent en effet, et pour l'essentiel, à l'échelle microscopique des grains d'abrasif. Néanmoins, la mesure en cours d'essai de variables physiques facilement accessibles peut permettre une qualification du processus d'usinage par toilage mais, plus encore, doit permettre un traitement de l'information technologique afin d'op-

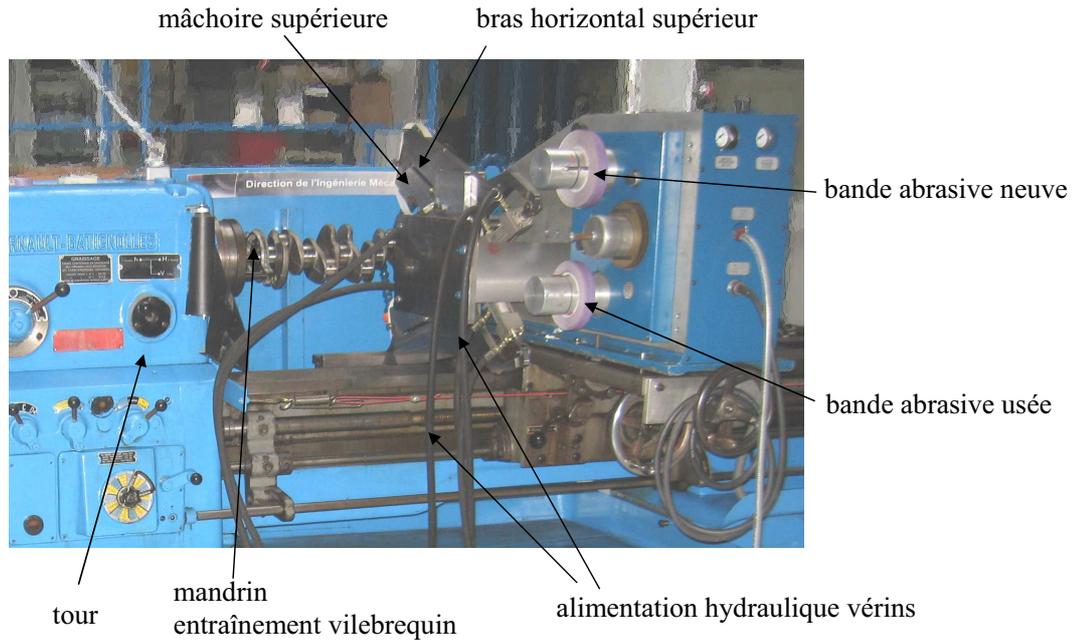


Figure 2.4 – Vue d'ensemble du banc de toilage des portées cylindriques de vilebrequin développé au laboratoire.

timiser cette opération. Ci-après, on décrit les paramètres expérimentaux mesurés dont l'interprétation physique, en terme de mécanismes d'usinage par toilage, sera présentée ultérieurement.

### 2.2.1 Détermination de la puissance de toilage $P_{toilage}$

La mesure de la puissance absorbée par le processus de toilage  $P_{toilage}$  est déterminée par la différence entre la puissance moyenne en charge  $P_{charge}$  et celle à vide  $P_0$  de la machine-outil. Son acquisition *in-situ* s'effectue par le biais d'un transducteur de puissance DigitalWay - 16 kW associé au logiciel de traitement Tool Power Analyser. La figure 2.5 montre les variations typiques de la puissance en charge (mesure réalisée lorsque la toile est totalement en prise avec la pièce) et celle à vide en fonction du temps. Ainsi, la puissance de toilage s'ajoute à celle à vide  $P_0$  dès le serrage des mâchoires de travail, puis progresse en quelques secondes pour atteindre une valeur maximale. Elle décroît ensuite pour se stabiliser pendant le reste de la durée de toilage  $t_{toilage}$ . Le pic observé dans l'évolution de la puissance en charge se trouve parfois occulté par le temps nécessaire à la fermeture complète des mâchoires.

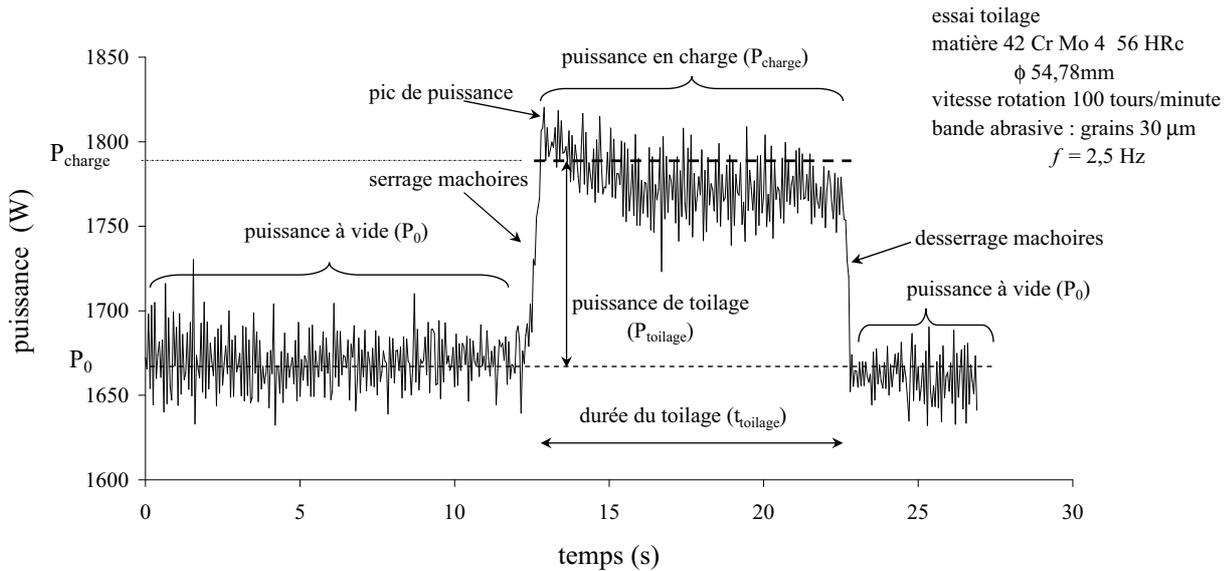


Figure 2.5 – Courbe typique de l'évolution de la puissance consommée au cours d'une opération de toilage.

### 2.2.2 Mesure de l'effort de serrage des mâchoires $F_S$

La fermeture des mâchoires de travail, obtenue par serrage hydraulique des bras de positionnement (cf. figure 2.2), réalise l'enroulement de la toile et son contact avec la pièce à usiner. L'effort de serrage appliqué sur chaque mâchoire conditionne ainsi la pression de travail du film abrasif sur la pièce et qui sera fonction des modules d'élasticité du triplet insert/toile/pièce, de la géométrie des contacts insert/pièce ainsi que de l'organisation de la rugosité du film abrasif. Comme la pièce dispose d'une certaine gamme de vitesse de rotation et les mâchoires d'une plage de serrage étendue, la mesure de l'effort de serrage devient un paramètre de contrôle du process même si elle ne permet pas le calcul direct de la pression réelle de travail. L'intérêt de cette mesure se manifeste essentiellement à deux niveaux du contrôle du process :

- en statique afin d'éviter le désalignement des deux mâchoires et de produire un serrage identique sur chaque mâchoire ;
- en dynamique pour la surveillance de la zone active de toile qui doit être maintenue à une tension définie afin d'éviter toute formation de plis ou tout glissement.

Ceci permet de s'assurer aussi de la répétitivité des conditions de départ pour chaque nouvel essai de toilage. L'effort de serrage est mesuré pour chaque mâchoire par un capteur piezo-électrique Kistler de type 9011A. Il est logé entre le bras de positionnement et la mâchoire de travail (cf. figure 2.3).

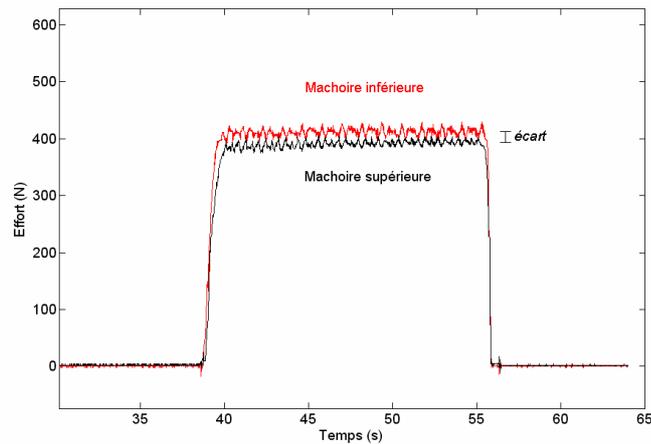


Figure 2.6 – Courbes typiques de l'évolution de l'effort de serrage sur chaque mâchoire de travail au cours d'une opération de toilage.

Si l'on prend une acquisition *in-situ* de l'effort de serrage typique d'un essai de toilage, on obtient les courbes de la figure 2.6.

### 2.2.3 Détermination de la pression locale de contact par insert

$p$

La pression de contact est une variable capitale en toilage, probablement une des trois plus importante avec le temps d'usinage et les caractéristiques de l'abrasif. Nous avons vu plus haut qu'il n'est pas possible de lui attribuer une valeur seulement en fonction de l'effort de serrage appliqué. La pression est liée en effet à la forme des mâchoires de travail et au choix du type d'insert de contact. La première question est donc : peut-on calculer la pression de contact entre les inserts et la surface usinée dans le cas de mâchoires conventionnelles ? Question importante pour obtenir un toilage contrôlé et optimal.

Si l'on se reporte à la figure 2.7-a, représentation schématique de la mâchoire conventionnelle utilisée dans le toilage des portées cylindriques, on voit que celle-ci entre en contact avec la pièce au niveau d'inserts fixes qui, positionnés sur la périphérie du cylindre de contact pressent le film abrasif contre la surface à toiler. Ces inserts ne reçoivent qu'une fraction donnée de l'effort de serrage  $F_S$ . Comme ils sont répartis tout au long de la circonférence du cylindre de contact et disposés à sa périphérie, la structure de la mâchoire absorbe une quantité non négligeable de la charge en supposant la continuité des déformations à l'interface mâchoire/insert et une rigidité infinie du cylindre. Ainsi, si ce dispositif permet de contrôler la force de poussée de la mâchoire sur la surface usinée, la mâchoire

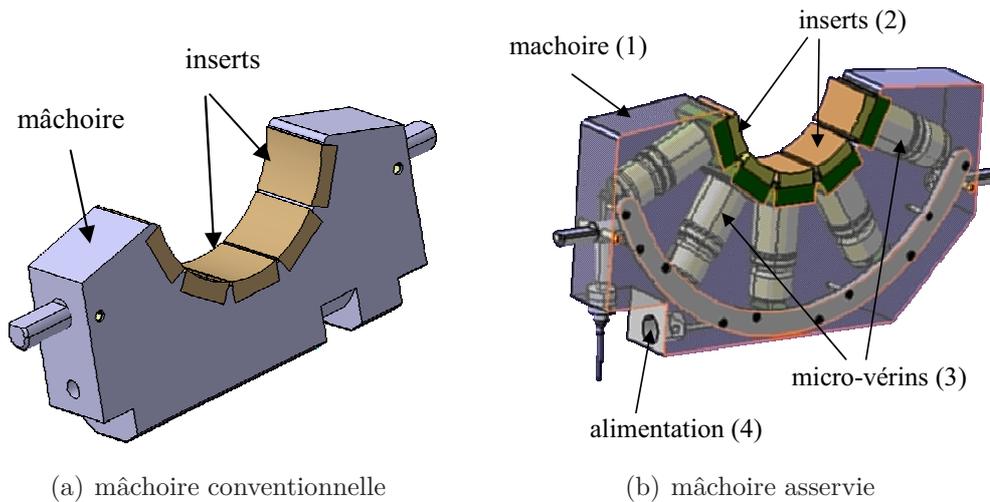


Figure 2.7 – Représentations schématiques comparatives des mâchoires fixes et asservies en pression.

est pressée comme un seul élément et la répartition de la pression réelle de contact au niveau des inserts demeure parfaitement inconnue. Afin de palier cette difficulté, nous avons imaginé une mâchoire destinée à être asservie en pression par l'actionnement d'un vérin, qui comporte un interface de toilage concave selon un arc de cylindre adapté à la surface à toiler. Rappelons ici que la même forme de mâchoire conventionnelle a guidé la conception de celle asservie en pression et schématisée dans la figure 2.7-b. Les inserts (2) y sont montés de façon à se déplacer radialement vers le centre de la portée cylindrique à usiner par l'intermédiaire des micro-vérins (3) logés à l'intérieur de la mâchoire (1). Les micro-vérins sont alimentés par un circuit commun (4) de manière que tous les inserts pressent avec la même pression la toile abrasive contre la pièce. Les valeurs de la pression des circuits d'alimentation des deux mâchoires, sont réglées indépendamment par une centrale hydraulique. L'asservissement en pression des mâchoires assure une distribution constante de la pression de contact qui est connue localement, i.e. celle exercée par chaque insert, pendant toute la durée de l'opération de toilage. Cette invention a fait l'objet d'un brevet (déposé sous le numéro 06-07917 et enregistré sous la référence PJ 6534). Elle a été étudiée dans ce travail de thèse pour préciser l'influence de la variable pression de contact sur les performances de toilage.

## 2.2.4 Métrologie associée

Dans le domaine d'étude qui nous intéresse, la métrologie de surface a pour objectif de mesurer, d'analyser et de certifier un degré de fini et d'écart de forme inhérents au toilage.

Voici les variables mesurables étudiées et le principe des méthodes pour les qualifier.

#### 2.2.4.1 Variables dimensionnelles : Diamètre $\phi$ et épaisseur de matière enlevée $e_p$

Ces variables dimensionnelles sont obtenues par des mesures réalisées sur une machine 2D de type Adcole Modèle 1100 avec un palpeur tactile (cf. figure 2.8) avant et après chaque opération de toilage. Le cycle de mesure est le suivant :

- mise en position "entre pointes" du vilebrequin ou de la pièce d'essais sur le dispositif de contrôle ;
- dégauchissage, par rapport au système de mesure, de l'axe du vilebrequin après palpation des paliers aux extrémités ;
- sur chacune des portées cylindriques, acquisition de 3 profils sur trois niveaux différents A, B et C, perpendiculairement à l'axe du vilebrequin (cf. figure 2.8). Ces trois niveaux sont distants de 8 mm l'un de l'autre et répartis uniformément sur la longueur du palier. Chaque profil, image d'une section droite du palier contrôlé de diamètre théorique de 54,780 mm, est constitué de 1440 points. A chaque niveau de palpation :
  - la variable dimensionnelle "diamètre"  $\phi_i$  au niveau  $i$  est calculée par la méthode des moindres carrés ;
  - la variable dimensionnelle "épaisseur de matière enlevée"  $e_{p\ i}$  au niveau  $i$  est obtenue par la différence entre les diamètres  $\phi_i$  avant et après toilage.

La variable dimensionnelle  $\phi$  du diamètre du palier résulte de la moyenne arithmétique des diamètres  $\phi_i$  calculés à chaque niveau A, B et C.

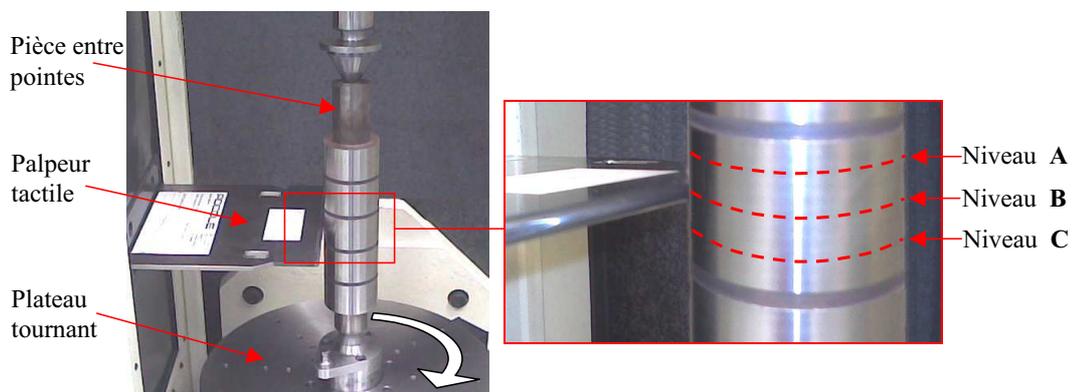


Figure 2.8 – Dispositif et procédure de mesure des variables dimensionnelles et de forme des portées cylindriques.

De même, la variable dimensionnelle "épaisseur de matière enlevée"  $e_p$  résulte de la moyenne arithmétique des épaisseurs de matière enlevées  $e_{p_i}$  à chaque niveau A, B et C.

#### 2.2.4.2 Variables d'écart de forme : Circularité $C$ et Facettes

Les variables d'écart de forme sont calculées à partir des profils de sections droites relevés aux 3 niveaux A, B et C palpés sur chaque portée cylindrique avec la machine 2D Adcole Modèle 1100 (voir paragraphe 2.2.4.1).

À chaque niveau A, B et C, le défaut de circularité  $C_i$  est calculé par la méthode de la distance radiale minimale (MZC : Minimum Zone Circles) [30] : c'est la différence minimale entre les rayons de deux cercles concentriques qui contiennent tout le profil palpé. La variable d'écart de forme "circularité"  $C$  de la portée cylindrique analysée est la moyenne arithmétique des 3 circularités  $C_i$  calculées à chaque niveau.

Le deuxième écart de forme contrôlé est lié à la formation de facettes. Une facette est un défaut de forme micro-géométrique de surface, pseudo-périodique, à génératrice linéaire et caractérisée par son amplitude, sa périodicité et la position de son étendue sur la périphérie de la portée cylindrique étudiée (cf. figure 2.9). Une facettisation d'une portée cylindrique d'un vilebrequin peut impacter la continuité de l'épaisseur du film d'huile pendant le fonctionnement du moteur. Ce défaut d'écart de forme est généré principalement par l'opération de rectification de la portée cylindrique avant le toilage. Ce dernier a d'ailleurs pour objectif, grâce aux mâchoires rigides, d'atténuer voir élimine ce défaut de facettisation. Un algorithme, basé sur la méthode des transformées de Fourier, développé

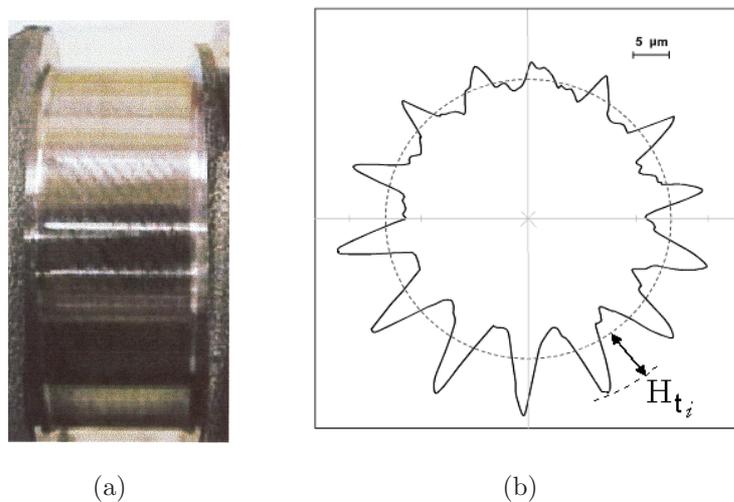


Figure 2.9 – Aspect visuel (a) et profil (b) d'une portée cylindrique affectée par la présence de facettes.

et utilisé par Renault, permet de caractériser le nombre et la hauteur des facettes sur chacun des trois profils palpés aux niveaux A, B et C des portées cylindriques. Le nombre et la hauteur des facettes respectivement  $n_t$  et  $H_t$  sont les deux variables retenues ici pour caractériser ce défaut. Elles correspondent numériquement au maximum calculé pour les trois séries de mesures.

### 2.2.4.3 Variables d'état de surface : Ondulation $W$ et Rugosité $R$

L'analyse géométrique de l'état des surfaces usinées est traditionnellement réalisé au travers de critères normalisés [6, 31, 32]. Ces critères sont relatifs à des relevés 2D (profilométriques) ou 3D (surfaiques). Les irrégularités de surface enregistrées sont différenciées par leur pas en deux classes :

- l'ondulation : caractérisée ici par les irrégularités de profil de pas compris entre 200 et 1000  $\mu\text{m}$ . Le paramètre d'amplitude "hauteur moyenne d'ondulation"  $W$  quantifiera ce type d'irrégularité dans cette étude. Il est calculé au sens de la norme ISO 12085 [6] avec le critère B = 1000  $\mu\text{m}$  ;
- la rugosité : caractérisée par les irrégularités de pas inférieur à 200  $\mu\text{m}$ . Dans cette étude, les paramètres d'amplitude quantifiant la rugosité sont :
  - la hauteur moyenne de la rugosité  $R$ , au sens de la norme ISO 12085 [6] avec le critère A = 200  $\mu\text{m}$  ;
  - l'écart moyen arithmétique de la rugosité  $Ra$ , au sens de la norme ISO 11562 [31] avec une longueur de base ("cut-off") de 0,8 mm ;
  - les paramètres caractérisant la distribution du profil de rugosité  $Rk$ ,  $Rpk$ ,  $Rvk$ , au sens de la norme ISO 13565-1, 13565-2 et 13565-3 [32].

Les profils de surface ont ici été effectués par un profilomètre SURFASCAN (constructeur HOMMEL-SOMICRONIC) constitué d'un capteur équipé d'une pointe de diamant avec un rayon d'extrémité de 2  $\mu\text{m}$ . Ce capteur est déplacé linéairement sur la surface à la vitesse de 0,5  $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$  sur 20 mm dans le sens axial du cylindre mesuré. Le profilomètre enregistre ainsi à chaque palpement un profil d'état de surface composé de 5000 points d'acquisition (soit un point tous les 4  $\mu\text{m}$ ) avec une résolution de 6 nm en vertical, sur lequel les critères d'état de surface cités plus haut sont calculés.

Pour chaque portée cylindrique contrôlée, 3 profils répartis à 120° sont enregistrés. Les variables d'état de surface considérées ici ( $W$ ,  $R$ ,  $Ra$ ,  $Rk$ ,  $Rpk$ ,  $Rvk$ ), représentatives de chacun des paliers, résultent des moyennes des critères correspondants des 3 profils mesurés.

#### 2.2.4.4 Variables liées à la caractérisation des films abrasifs

On fait un grand usage aujourd'hui, lors du toilage, de films qui portent les grains abrasifs orientés, dit couramment "toiles", et qui se composent généralement de la base, du grain et du liant. S'il est exact que, selon la nature de ces trois éléments structuraux, plusieurs variétés de toiles sont utilisées dans l'industrie, leur choix reste encore très empirique. De plus, lorsqu'il s'agit de caractériser leur pouvoir abrasif et la qualité de la régularité de leur rugosité, on se heurte à l'absence de définitions normalisées et à l'exploitation parfois par les fabricants de toiles de certains paramètres contreversés. Ceci a donc conduit dès le début de ce travail aux interrogations suivantes :

- Quelle est la procédure à mettre en œuvre pour caractériser la structure des films abrasifs? Et quels sont les paramètres capables de capter l'organisation de leur rugosité?
- Peut-on caractériser l'organisation de la rugosité des films abrasifs par profilométrie 2D ou 3D?

N'ayons pas trop de mal à admettre, physiquement parlant, que sur chaque film de granulométrie donnée :

- ① le sens de la longueur de la bande abrasive est le sens fonctionnel de premier ordre;
- ② le fondement de son interchangeabilité en production est la régularité de sa rugosité; il semble évident que le concept de comparaison de la structure des profils anamorphosés a du sens lorsqu'il est bien appliqué aux films abrasifs.

Ainsi le développement de la procédure de caractérisation des toiles abrasives peut schématiquement s'entendre comme celui d'un système d'analyse d'image. Elle se déroule selon les trois étapes que voici :

##### 1. Acquisition :

Sur chaque film abrasif de granulométrie donnée, on réalise une métallisation en surface par une couche de platine d'épaisseur inférieure à 10 nm. Le captage topographique de la surface du film abrasif, à réflexion augmentée, est ensuite réalisée avec un interféromètre optique 3D à lumière blanche (WYKO 3300NT). La surface totale mesurée est le résultat d'un recollement de 256 mesures de profils (Stitching) en adoptant un taux de recouvrement de 25%. L'image topographique obtenue a une dimension de 2597 points dans le sens fonctionnel de premier ordre (sens de la longueur du film) et de 1948 points dans le sens fonctionnel de second ordre avec un pas de 0,958  $\mu\text{m}$ .

##### 2. Traitement :

La phase de traitement des mesures brutes comprend trois étapes :

- la détermination des altitudes des points non mesurés par interpolation (le seuil toléré du pourcentage des points non mesurés est inférieur à 20%) ;
- le changement de résolution afin de réduire le nombre de points de l'image topographique et de permettre ainsi l'analyse des données. La surface finale est constituée de 650x487 points avec un pas de 3,83  $\mu\text{m}$  respectivement dans les deux sens fonctionnels du film (premier et second ordre) ;
- l'extraction *in fine* de la forme de la surface en utilisant la méthode des moindres carrés.

La figure 2.10 montre les topographies des surfaces de toiles abrasives à granulométrie croissante obtenues après traitement des mesures brutes.

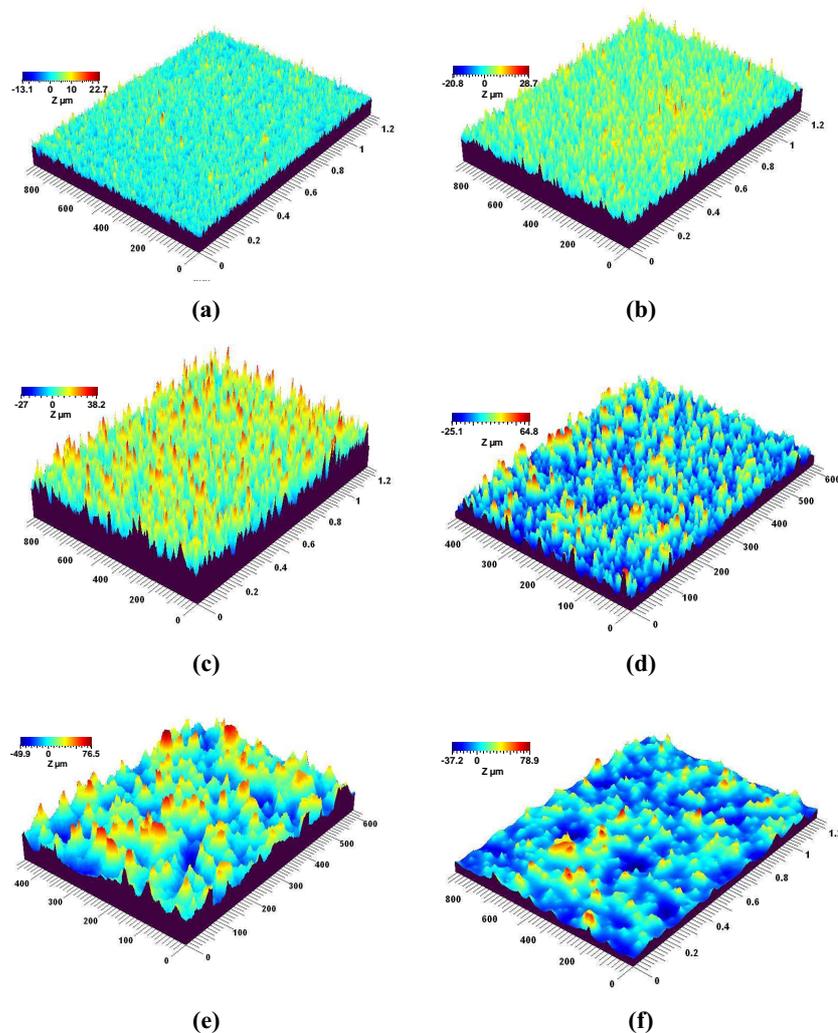


Figure 2.10 – Vue 3D de surfaces de toiles abrasives pour différentes tailles de grains (a) 9  $\mu\text{m}$  (b) 15  $\mu\text{m}$  (c) 30  $\mu\text{m}$  (d) 40  $\mu\text{m}$  (e) 60  $\mu\text{m}$  (f) 80  $\mu\text{m}$

L'examen comparatif des vues 3D des films abrasifs montre que :

- la structure du film se définit par un nombre de grains d'abrasifs de plus en plus grand lorsque la granulométrie est faible. Dans ce cas la structure de toile est fermée alors que pour une grosse granulométrie, la toile présente une structure plus ouverte. On voit bien ici qu'il y a deux limites par exagération : le cas où tous les grains se touchent et celui où il n'y a plus qu'un grain sur le film. Tout est donc inévitablement lié entre grosseur du grain et structure de toile ;
- les grains d'abrasifs portés par les différents films présentent à la surface leurs meilleures aptitudes à la coupe (l'angularité des grains pour le film de  $30 \mu\text{m}$  est de  $15 \mu\text{m}$ ) ;
- l'espacement inter-grains est suffisamment grand, même entre les grains fins, ce qui n'est pas aussi facile sur une meule de rectification. Ceci va permettre le logement de micro-copeaux lors de l'usinage. La vue 3D de la figure 2.11 montre cet effet. Elle précise aussi l'organisation de la rugosité du film où le paramètre  $A_r$  est ici une image de la valeur du logement du copeau, le paramètre  $R$  étant l'image du pouvoir de pénétration d'un grain dans la surface toilée.

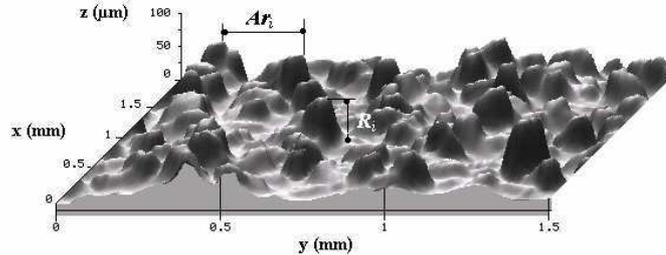


Figure 2.11 – Vue 3D du film abrasif 3M neuf avec une granulométrie moyenne de  $30 \mu\text{m}$ .

### 3. Analyse et quantification :

Une des caractéristiques également importante du film abrasif est constituée par sa morphologie : ceci implique non seulement la hauteur et la taille nominale des grains d'abrasifs, mais également leur forme et la distribution de leur densité active selon leur orientation géométrique au cours du processus d'abrasion par toilage. Il est clair que la difficulté réside ici dans la morphologie particulière de chaque grain (cf. figure 2.12) : un seul grain peut contenir plusieurs pics et plusieurs arrêtes tranchantes. En plus, le nombre des arrêtes est aléatoire d'un grain à un autre. Afin de tenir compte de la morphologie granulaire dans la caractérisation du film abrasif,

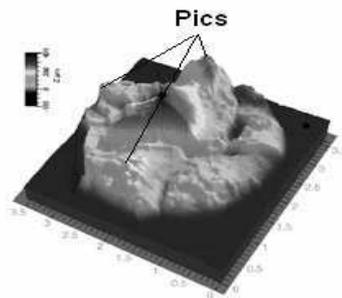


Figure 2.12 – Morphologie d'un grain abrasif

l'image topographique globale abrasive est segmentée en utilisant l'algorithme des lignes de partage des eaux " LPE " [33]. L'application de cet algorithme permet la détection des lignes de crêtes de la surface qui représentent dans notre cas les arrêtes tranchantes en surface du film. Les pics sont les premiers points qui entrent en contact avec la surface à usiner. Ils correspondent ici aux maxima de ces lignes détectées (cf. figure 2.13).

Les paramètres quantitatifs retenus de cette analyse pour une caractérisation complète de la toile abrasive se déclinent comme suit :

- **la densité des pics**  $\rho_s$  ( $mm^{-2}$ ) : Elle correspond au nombre de pics par unité de surface pour un film de granulométrie donnée. Ce paramètre (densité des pics abrasifs en surface de la toile) calculé avant et après usinage permettra de nous informer sur le comportement à l'usure de grains abrasifs au cours de cette opération ;
- **la hauteur moyenne des grains abrasifs**  $H_g$  ( $\mu m$ ) : Il s'agit de la hauteur moyenne des pics. Les hauteurs élémentaires de pics sont calculées par rapport à

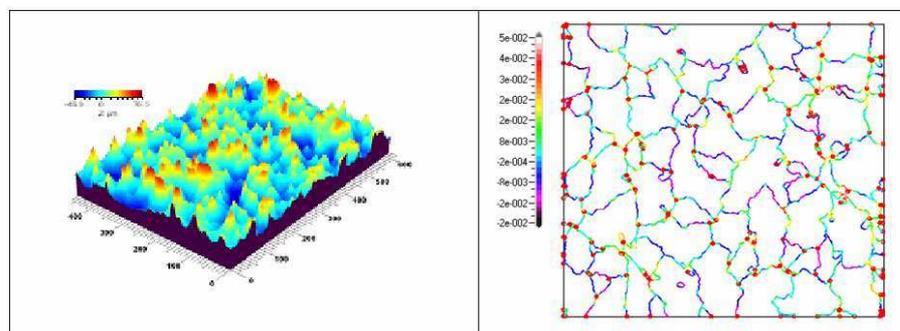


Figure 2.13 – Application de l'algorithme des lignes de partage des eaux " LPE " [33] :

- (a) : Vue 3D d'une surface de toile abrasive de granulométrie moyenne de  $80 \mu m$ ,
- (b) : Détection des arêtes tranchantes et des pics des grains abrasifs.

un plan de référence fixe se situant au niveau du liant sur la toile abrasive. Cette référence est déterminée à partir de la courbe d'Abott correspondant à un taux de portance de 95% ;

- **l'angle au sommet des pics de rugosité  $\theta_s$  ( $^\circ$ )** : Ce paramètre est très important pour l'identification des mécanismes physiques activés lors du procédé d'abrasion. Des essais de rayage réalisés avec différents angles d'attaque sur différents matériaux confirment l'importance de ce paramètre quant aux mécanismes activés au cours du processus par abrasion. En effet, plus l'angle d'attaque est petit (angle au sommet plus important) plus il favorise les phénomènes de coupe et donc l'enlèvement de matière.

## 2.3 Méthodologie expérimentale

La démarche développée ici pour contourner les difficultés d'étude de l'interface oscillante film abrasif / pièce consiste en une approche tribo-énergétique qui s'appuie sur :

- des essais de toilage instrumentés où les valeurs effectives des efforts de serrage et des énergies mises en jeu (via des mesures de puissance) font partie des informations indispensables, dans un premier temps, à la description approchée du tribosystème toile/pièce.
- des expertises de retour d'essais exploitées comme un traceur des conditions du contact film abrasive/pièce pour comprendre son fonctionnement afin de pouvoir, dans un second temps, en optimiser le comportement.

### 2.3.1 Couples outil (toile)/pièce étudiés

#### 2.3.1.1 Outil-toile

L'outil de toilage consiste en une toile abrasive de super finition de marque 3M référencée 372L. La figure 2.14 donne un aperçu microscopique de la répartition des grains d'abrasif pour une bande neuve de granulométrie moyenne de  $30 \mu\text{m}$ . Sa largeur est d'environ 20 mm et se présente sous forme d'un rouleau de 250 m de long.

Elle est constituée d'un film polyester (épaisseur 0,125 mm, résistance maximum avant rupture à la traction de 182 MPa) qui joue le rôle de support résistant à la tension imposée par la machine de toilage pour chaque avance de la bande abrasive. Les grains abrasifs en oxyde d'alumine ( $Al_2O_3$ ), de dureté de 2000 Knoop, sont déposés électrostatiquement et collés sur le film polyester en utilisant de la résine polyester. La distance inter-grains

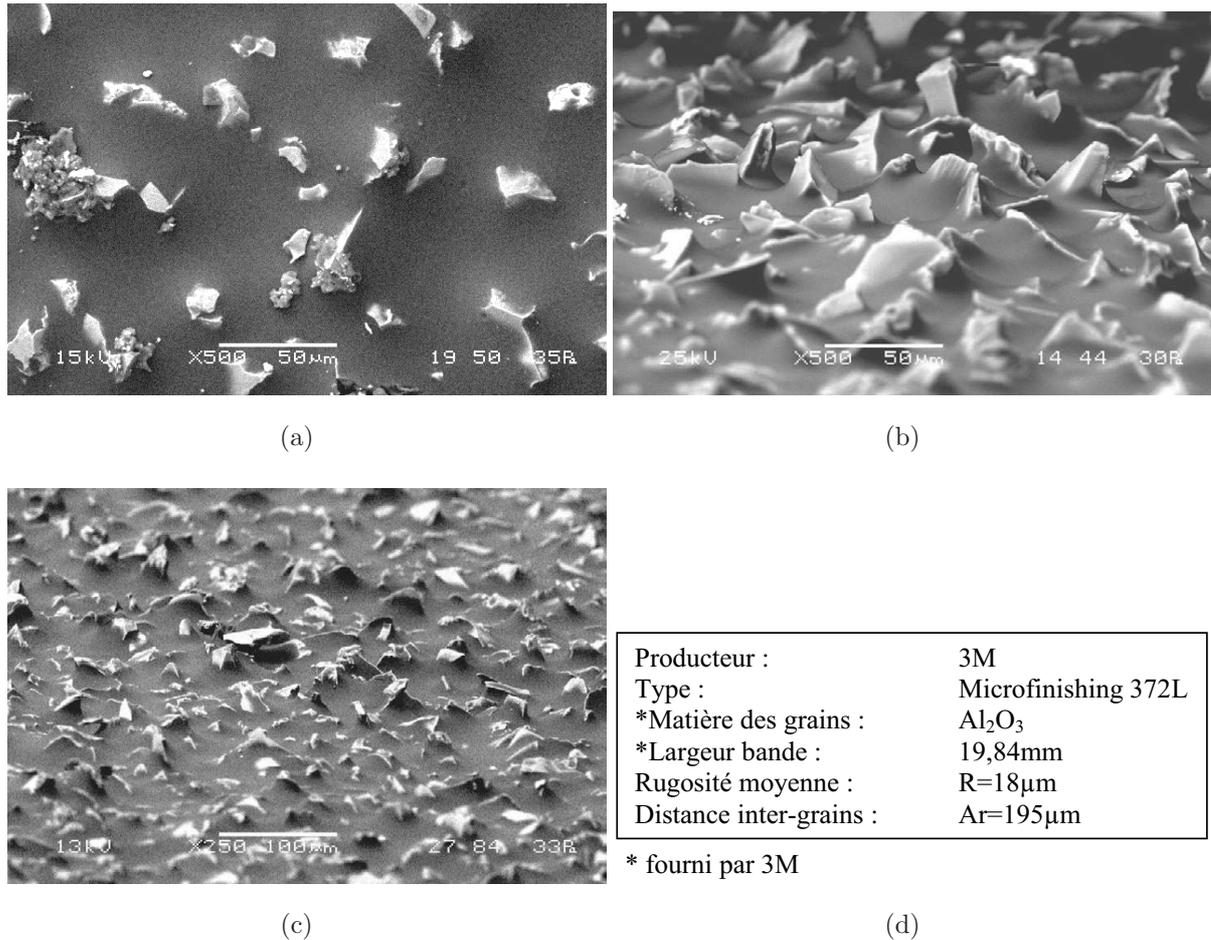


Figure 2.14 – Structure de la toile abrasive neuve avec les caractéristiques de départ (grossissement et inclinaison des observations : (a) x500, 0° ; (b) x500, 5° ; (c) x250, 5°).

Granulométrie ( $\mu\text{m}$ )	$\rho_s$ ( $\text{mm}^{-2}$ )	$H_g$ ( $\mu\text{m}$ )	$\theta_s$ ( $^\circ$ )
9	994	8,47	125,4
15	678	12,68	125,9
30	357	21,39	125,6
40	284	35,12	113,7
60	123	45,55	116,5
80	88	53,93	122,4

Tableau 2.1 – Caractéristiques des toiles abrasives neuves.

est, pour des grains de 30  $\mu\text{m}$ , de l'ordre de 195  $\mu\text{m}$  afin d'assurer le logement des microcopeaux générés en début de toilage. Dans cette étude, six granulométries, comprises entre 9 et 80  $\mu\text{m}$ , ont été étudiées (cf. table 2.1). L'usure de la toile abrasive sera quantifiée

comme étant l'écart relatif de chacun de ces trois paramètres entre l'état final et initial de la toile.

### 2.3.1.2 Pièces d'essais

Afin de reproduire au mieux les conditions de super finition de portées cylindriques des vilebrequins, les tests ont été réalisés sur des pièces d'essais de même matériau (acier et fonte) et même géométrie que les portées cylindriques des vilebrequins (cf. figure 2.15). Elles sont composées de 5 paliers, chacun de forme cylindrique de diamètre 54,780 mm et de longueur 30 mm. Elles comportent également à chaque extrémité un centrage permettant la mise en position précise des pièces d'essais, tout au long de la gamme de fabrication et notamment sur le dispositif de toilage.

La gamme de fabrication de ces pièces d'essais se compose des opérations successives suivantes :

1. ébauche sur tour à commande numérique, par outils en carbure de tungstène de type K10 :
  - mise à longueur et usinage des centrages (pour positionnement sur rectifieuse et dispositif de toilage);
  - chariotage des paliers au diamètre de 55 mm et des rainures de 3 mm de large.
2. rectification des paliers jusqu'au diamètre de 54,780 mm.

Deux matériaux ont été étudiés :

#### ① Acier DS38 MSV5S

C'est un acier à dispersoïde de composition chimique :

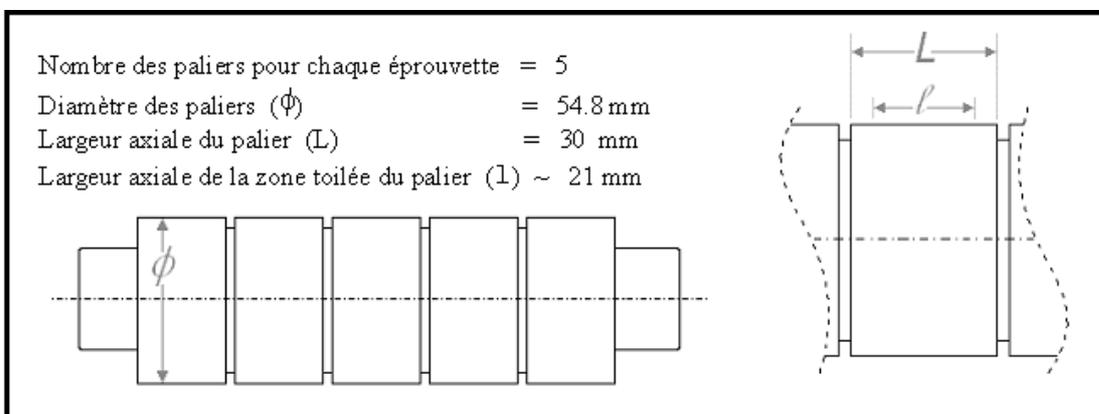


Figure 2.15 – Dessin de définition des pièces d'essais.

élément d'addition	C	Mn	Si	P	S	V + Nb
composition en %	0,35 à 0,40	1,20 à 1,50	0,50 à 0,80	<0,035	0,060 à 0,090	0,08 à 0,13

Sa résistance à la traction  $R_m$  est comprise entre 820 et 1000 MPa avec une limite élastique  $R_{p\ 0,2}$  supérieure à 550 MPa. Entre les deux opérations de fabrication citées ci-dessus (ébauche puis rectification), les pièces en acier subissent un traitement thermique de trempe superficielle par induction des 5 paliers. Les paramètres process de ce traitement thermique sont : temps de chauffe de 9 s, temps de retard refroidissement de 9 s et durée de refroidissement de 13 s. La dureté superficielle atteinte est de 60 HRc sur une profondeur minimum de 2 millimètres.

## ② Fonte GS 51

Il s'agit d'une fonte à graphite sphéroïdal de composition chimique :

élément d'addition	C	Si	Mn	S	P	CU	Sn
composition en %	3,40 à 3,80	2,00 à 2,70	0,40 à 0,90	<0,020	<0,050	<0,65	<0,05

La micro-structure de la matrice est perlitique à plus de 70%. La ferrite et la cémentite résiduelles représentent respectivement moins de 25% et de 5% de la matrice totale de la fonte GS 51. Le diamètre des nodules de graphite sphéroïdal dans la matrice est compris entre 10 et 50  $\mu\text{m}$ , et, à plus de 85%, les nodules se présentent sous formes normalisées A et B (cf. norme Renault 02-21-001/-F [34]). La dureté de cette fonte GS est comprise entre 229 et 285 HB ( $\approx 25$  à 30 HRc), sa résistance maxi  $R_m > 700\ \text{MPa}$  et son allongement  $A \approx 2\ \%$ .

### 2.3.1.3 Conduite des tests instrumentés de toilage

La procédure d'essai varie sensiblement en fonction du dispositif de toilage utilisé. En particulier elle se complique dans le cas des mâchoires asservies en pression, où afin de préserver l'intégrité des tiges des micro-vérins, la mise en contact toile-pièce doit être réalisée avant la mise en rotation de la pièce. Les deux procédures sont reportées dans les tableaux 2.2 et 2.3. Pour chaque configuration de toilage testée, cinq essais ont été effectués

afin de pouvoir valider statistiquement les résultats obtenus : les tests de vérification de la normalité d'une distribution et de comparaison de deux échantillons [35, 36] ont été utilisés.

### 2.3.2 Expertise de retour d'essai

Les possibilités d'analyse des résultats des tests instrumentés et la qualification du processus de toilage sont limitées par les difficultés liées au confinement des contacts. Il est donc essentiel de les contourner par des expertises tribologiques : examens des surfaces des matériaux des premiers corps, évolution de l'usure du film abrasif, composition de l'opérateur qui produit le frottement, c'est à dire le troisième corps, ect. Ces expertises apportent en effet des informations nécessaires, d'une part pour reconstituer le fonctionnement du contact toile/pièce à partir de ces échanges mécaniques et physico-chimiques avec l'extérieur, et d'autre part pour avoir des corrélations physiques de l'enchaînement cause/conséquence des phénomènes activés en toilage. La procédure de retour d'essai consiste en une observation au microscope électronique à balayage (MEB, ref. JEOL JSM 5510LV) des surfaces toilées et des films abrasifs. Puis, sur un certain nombre d'échantillons à réaliser des observations en mode rétrodiffusé (BES). Ce dernier fournit un contraste "chimique" qui dépend de la masse des éléments : ce qui est blanc est lourd, et inversement ce qui est sombre est léger.

Pour préciser le rôle du troisième corps et étudier ses propriétés et sa cinématique de

#### Procédure expérimentale : mâchoires conventionnelles.

<i>Étape</i>	<i>Opération :</i>
1	Mise en rotation de la pièce à usiner et acquisition de la puissance à vide avant toilage ;
2	Mise en oscillation et fermeture des bras des mâchoires. Acquisition de la puissance en charge ;
3	Ouverture des bras des mâchoires à la fin du temps de cycle pré-établi ;
4	Acquisition de la puissance à vide après toilage ;
5	Arrêt de la rotation de la pièce et enregistrement des puissances mesurées ;
6	Remplacement de la toile abrasive utilisée par une neuve et chargement d'une nouvelle pièce.

Tableau 2.2 – Procédure expérimentale relative aux tests de toilage par mâchoires avec inserts fixes (mâchoires conventionnelles).

---

**Procédure expérimentale : mâchoires asservies en pression.**


---

<i>Étape</i>	<i>Opération :</i>
1	Mise en rotation de la pièce à usiner et acquisition de la puissance à vide avant toilage ;
2	Arrêt de la rotation de la pièce et enregistrement de la puissance mesurée ;
3	Fermeture des bras des mâchoires ;
4	Alimentation des micro-vérins : la toile est pressée contre la périphérie de la pièce avec un effort résultant inférieur à celui de la fermeture des bras des mâchoires ;
5	Mise en rotation de la pièce en simultané avec la mise en oscillation des mâchoires et avec l'acquisition de la puissance en charge ;
6	Ouverture des micro-vérins à la fin du temps de cycle. Dès ce moment, la toile abrasive n'est plus pressée contre la pièce qui est maintenue en rotation ;
7	Ouverture des bras des mâchoires, arrêt de la rotation de la pièce et enregistrement de la puissance mesurée ;
8	Mise en rotation de la pièce et acquisition de la puissance à vide ;
9	Arrêt de la rotation de la pièce et enregistrement de la puissance mesurée ;
10	Remplacement de la toile abrasive utilisée par une neuve et chargement d'une nouvelle pièce.

Tableau 2.3 – Procédure expérimentale relative aux tests de toilage par mâchoires asservies en pression.

formation, une préparation spécifique des toiles abrasives a été mise en œuvre. Celle-ci consiste à appliquer un adhésif sur la bande abrasive en fin de toilage afin de récupérer la couche de transfert et celle de logement des micro-débris. La toile abrasive est mise ensuite en suspension dans l'alcool puis séchée par ondes ultrasonores. Cette technique permet par ailleurs d'accéder, par décollage successif de couches de transfert, aux micro-copeaux primaires, c.à.d. ceux formés en début de toilage.

Quant à la caractérisation de l'usure des toiles abrasives, nous avons retenu une analyse des écarts relatifs des variables  $(\rho_s, H_g, \theta_s)$  entre l'état final et initial de la toile (cf. section 2.2.4.4).

## 2.4 Conclusion

D'un point de vue phénoménologique, les processus de toilage, et plus généralement d'usinage à l'abrasif, peuvent être abordés de deux façons :

1. d'une manière empirique assez classique, à la façon de nombreuses lois semi-empiriques qui se rapportent à des conditions géométriques et cinématiques de l'usinage afin d'unifier les résultats expérimentaux au moyen de coefficients de corrélation,
2. d'une manière beaucoup mieux fondée physiquement grâce à l'apport de l'approche tribo-énergétique dans le but d'identifier clairement les mécanismes activés par usinage et qui sont naturellement ignorés suivant la démarche 1.

C'est dans le cadre de la démarche 2 que ce chapitre a été présenté. Il précise aussi le type d'investigation expérimentale développée qui exploite l'analyse tribo-énergétique du processus de toilage de pièces de révolution. L'importance pratique de cette analyse est très grande, et, dans les applications industrielles, il y a toujours lieu :

- d'examiner soigneusement l'intervention de chaque variable process ;
- d'exploiter les paramètres accessibles à l'utilisateur ;
- de réaliser des états de référence (appelés souvent "Km0") directement sur les machines de production pour l'analyse lors des dérives en production ;
- de qualifier enfin l'influence simultanée des paramètres technologiques et des propriétés physiques des matériaux toile-pièce en présence.

# Chapitre 3

## Etude de l'influence des variables "process" sur les caractéristiques d'état de surface et de forme

Nous avons précédemment décrit :

- comment était l'usinage par film abrasif en fonction des paramètres de mise en œuvre (c-à-d : variables process) ;
- comment pouvait se représenter l'action de toilage qui aboutissait à la genèse d'une surface avec effet d'échelle exprimé :
  - au niveau macrogéométrique par la forme de la surface obtenue en définitive ;
  - au niveau microgéométrique par les états de surface réalisés.
- comment on pouvait reproduire avec le banc d'essai instrumenté les conditions de toilage en production (essais de service) tout en permettant une analyse fine du procédé.

Il s'agit maintenant de préciser l'influence des variables process sur les performances de toilage en termes d'état de surface et de forme. Rappelons avant tout que les résultats expérimentaux exposés dans ce chapitre s'appuient sur des tests de toilage instrumentés, en régime sec et arrosé, et réalisés sur deux interfaces de frottement :

- film abrasif sur contreface d'acier ;
- film abrasif sur contreface fonte GS.

De même chaque variable étudiée peut varier indépendamment des autres paramètres process.

## 3.1 Cas où la contreface du film abrasif est en acier

### 3.1.1 Intervention des variables process

#### 3.1.1.1 Temps de cycle

La figure 3.1 montre l'évolution de l'épaisseur de matière enlevée en fonction du temps de cycle et ce pour deux types de mâchoires.

Elle fait ressortir deux faits marquants :

- bien que des dispersions plus ou moins importantes soient observées, l'enlèvement de matière s'effectue essentiellement lors des premières secondes de toileage correspondant à un temps caractéristique de coupe. Celui-ci est respectivement de l'ordre de  $t_c^s = 5$  s et  $t_c^r = 7$  à 8 s pour les mâchoires souples et rigides. Pour un temps de cycle  $t_{toilage} > t_c$ , l'épaisseur de matière se situe dans une zone stable à variation quasi-nulle ;
- lorsqu'il y a augmentation de la rigidité des mâchoires de toile (mâchoires souples  $\rightarrow$  mâchoires rigides), il y a génération d'un micro-enlèvement de matière significatif ( $3,5 \mu\text{m} \rightarrow 5 \mu\text{m}$ ).

Par ailleurs, il a pu être vérifié que le prolongement du temps de cycle ne modifie pas la valeur minimale d'écart de forme exprimé en terme de circularité, comme le montre la figure 3.2. Celle-ci est obtenue après un temps cycle de 3 secondes et n'évolue pas

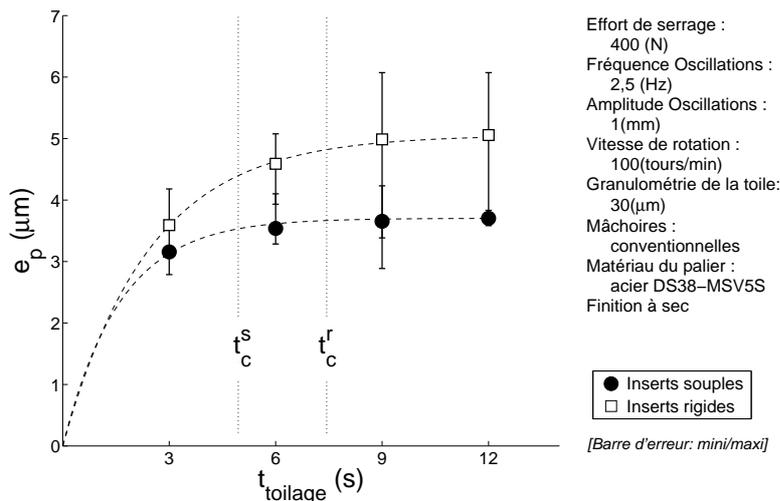


Figure 3.1 – Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) pour les deux mâchoires testées.

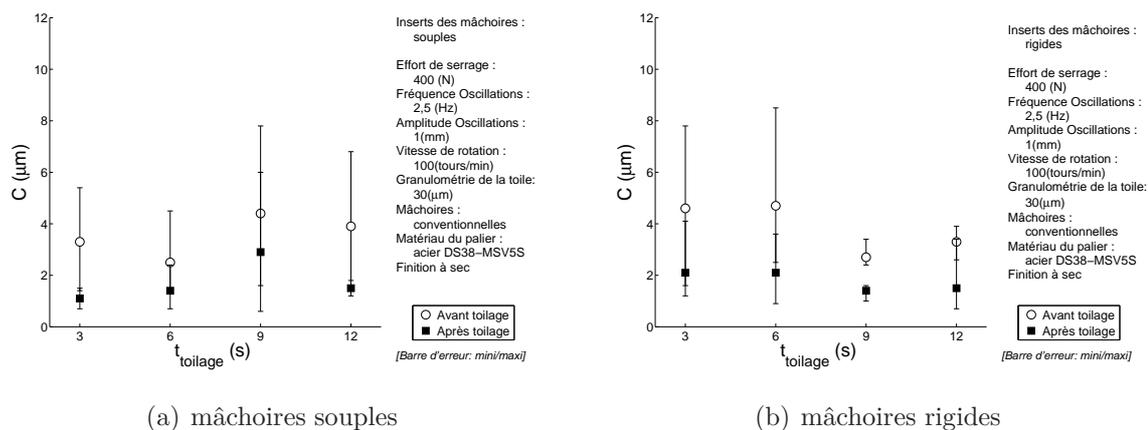


Figure 3.2 – Les variations de la circularité ( $C$ ) avec la durée de toilage ( $t_{\text{toilage}}$ ) pour les inserts souples (a) et rigides (b).

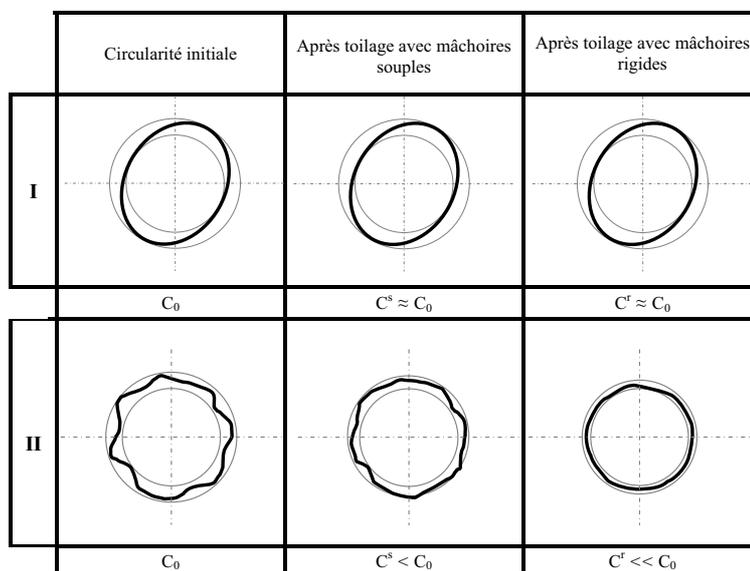


Figure 3.3 – Influence du toilage sur la circularité : le type de défaut I ne peut pas être corrigé par toilage. A l'inverse celui du type II peut être amélioré par toilage car il est sensible à la dureté des mâchoires de toile.

avec le temps de toilage. Ceci est vrai aussi bien pour les mâchoires rigides que souples. Toutefois, on ne doit rien conclure sur le gain en circularité compris entre toilage avec mâchoires rigides et souples car la circularité est un indicateur trop "macroscopique". Le gain en circularité comparé entre mâchoires rigides et souples n'est pas un indicateur fiable à cause des aspects très variés que constitue une circularité (cf. figure 3.3). En effet, les mâchoires rigides sont plus favorables à la réduction de circularité que les celles souples car la rectification a pour fonction :

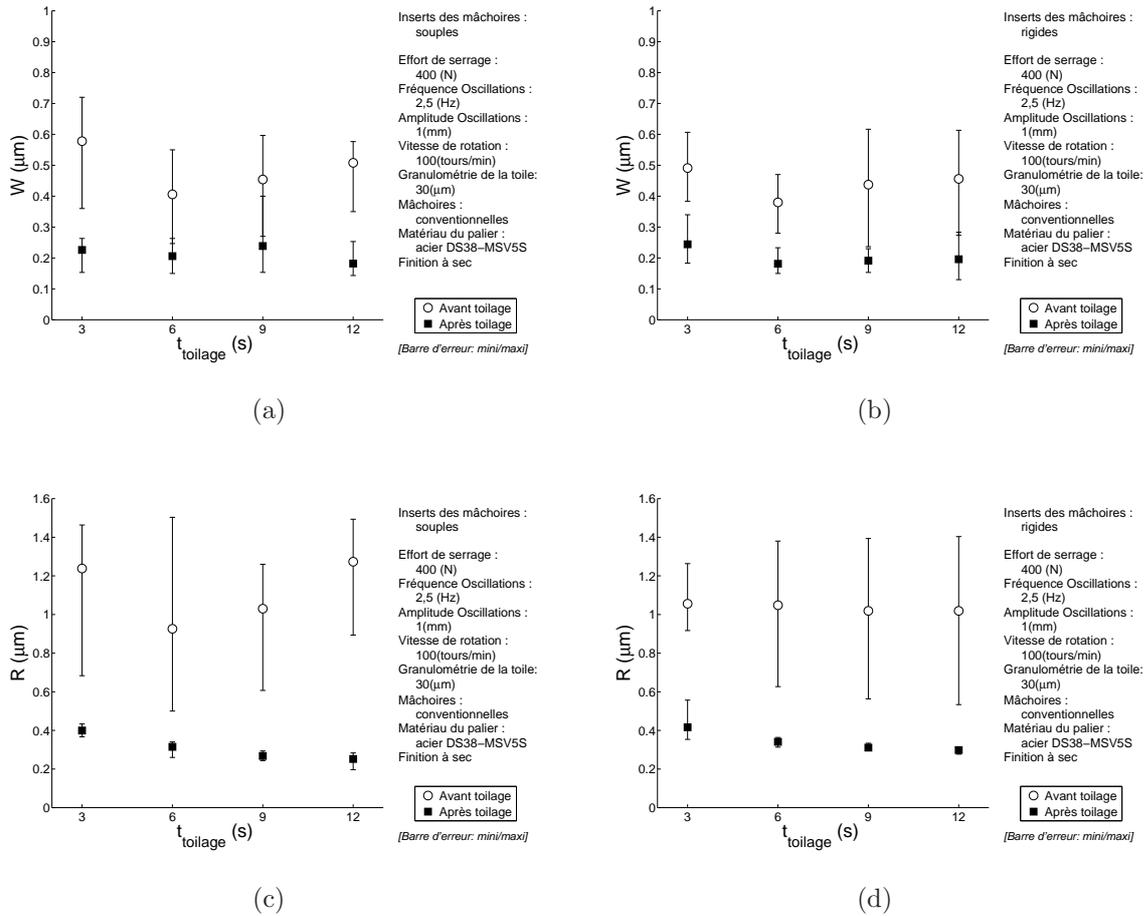


Figure 3.4 – Les variations de l'ondulation ( $W$ ) et de la rugosité superficielle ( $R$ ) avec le temps de cycle ( $t_{\text{toilage}}$ ) pour les mâchoires souples (a et c) et rigides (b et d).

- d'augmenter la précision de la cote " diamètre " (non améliorée par le toilage) ;
- de réduire le défaut de forme macroscopique, c'est à dire l'aspect ovale (non corrigé par le toilage).

Les performances en terme d'ondulation, de rugosité et de profondeur affectée en fonction du temps de cycle sont reportées sur la figure 3.4. On peut en tirer les principales remarques suivantes :

- la dimension des irrégularités de surface, quantifié ici par le critère de rugosité (conformément à la norme NF EN ISO 12085 [6]), diminue considérablement après toilage. Ce procédé permet en effet d'obtenir très rapidement des pièces avec une faible rugosité.
- la variation des irrégularités de surface avec le temps de cycle montre la présence de deux régimes distincts :

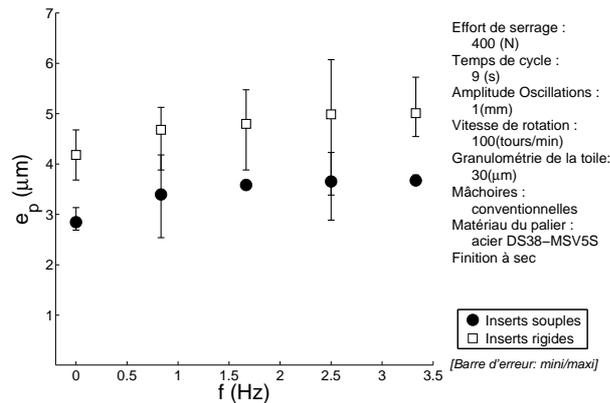


Figure 3.5 – Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la fréquence d'oscillation axiale ( $f$ ) pour les deux mâchoires de travail.

1. régime primaire transitoire caractérisé par une nette diminution de  $R$  (environ 60%) pour des durées de toilage  $t_{toilage} < 6$  s ;
  2. régime secondaire établi où  $R$  n'évolue plus. Remarquons aussi que les dispersions des valeurs de rugosité après toilage sont quasi-nulles.
- les deux mâchoires de toile testées ont des performances comparables en terme de rugosité obtenue (0,3  $\mu$ m obtenue avec les mâchoires rigides contre 0,25  $\mu$ m avec celles souples).

### 3.1.1.2 Fréquence d'oscillation

La fréquence d'oscillation influe non seulement sur le taux de matière enlevée mais également sur la diminution des irrégularités de surface de la pièce finie. Examinons graphiquement ces deux observations. Si l'on porte en abscisse la fréquence d'oscillation et en ordonnée l'épaisseur enlevée, et ce pour les deux mâchoires testées, on obtient les courbes de la figure 3.5. On note ici que sans oscillation de la toile abrasive ( $f=0$  Hz), l'épaisseur reste à un niveau faible par rapport à celle obtenue aux fréquences supérieures. Ce bénéfice ira en s'amenuisant et on retrouve un niveau de matière enlevée similaire dès que  $f > 0$ . Remarquons aussi que le taux de matière enlevé dépend de la dureté des mâchoires utilisées. En terme de rugosité, la figure 3.6 donne l'évolution du critère  $R$ , avant et après toilage, en fonction de la fréquence d'oscillation. Deux faits sont observés :

- d'une part la diminution du paramètre  $R$  dès que  $f > 0$  et ceci reste vrai pour les deux mâchoires de travail ;

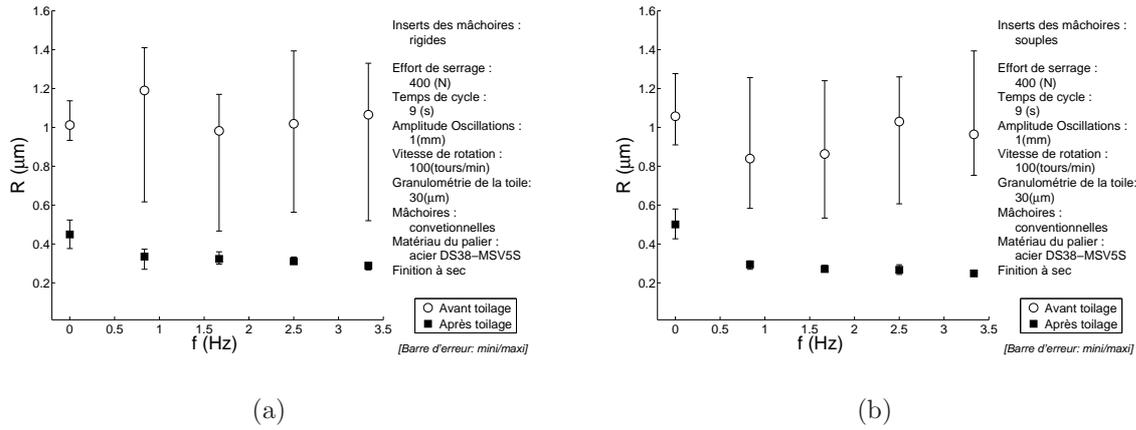


Figure 3.6 – Les variations de la rugosité ( $R$ ) avec la fréquence d'oscillation ( $f$ ) pour les mâchoires rigides (a) et souples (b).

- d'autre part, la dispersion diminue d'une manière très significative et surtout à des fréquences élevées.

Si les surfaces finies de la pièce après toilage sont améliorées à fréquence d'oscillation donnée, on constate que les caractéristiques de forme (ondulation et circularité) tendent à rejoindre celles obtenues sans oscillation (cf. figure 3.7). Il est clair que, en dehors du fait bénéfique relatif à l'atténuation des dispersions, l'effet de la variable "fréquence d'oscillation" est ici insignifiant.

### 3.1.1.3 Pression de contact $p$

La figure 3.8 montre que l'intervention de la variable pression de contact  $p$  quantifiée en terme d'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  est caractérisée par l'action du fluide d'arrosage :

- en toilage à sec, l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  est pratiquement insensible à la pression de contact  $p$ . D'autre part,  $e_p$  n'augmente pas non plus lorsque la durée de toilage passe de 6 à 12 secondes. ceci confirme le résultat déjà observé à pression constante où au delà de  $t_{toilage} = 5$  s, l'enlèvement de matière se situait dans une zone stable à progression quasi-nulle (cf. figure 3.1).
- en toilage sous arrosage (cf. figure 3.8(b)), l'épaisseur de matière enlevée dépend du niveau de pression de contact :
  - jusqu'à une pression de 0,4 MPa, l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  montre un accroissement régulier et quasi-linéaire même si on retrouve, à la pression de 0,4 MPa, une valeur de  $e_p$  du même ordre e grandeur que celle en toilage à sec.

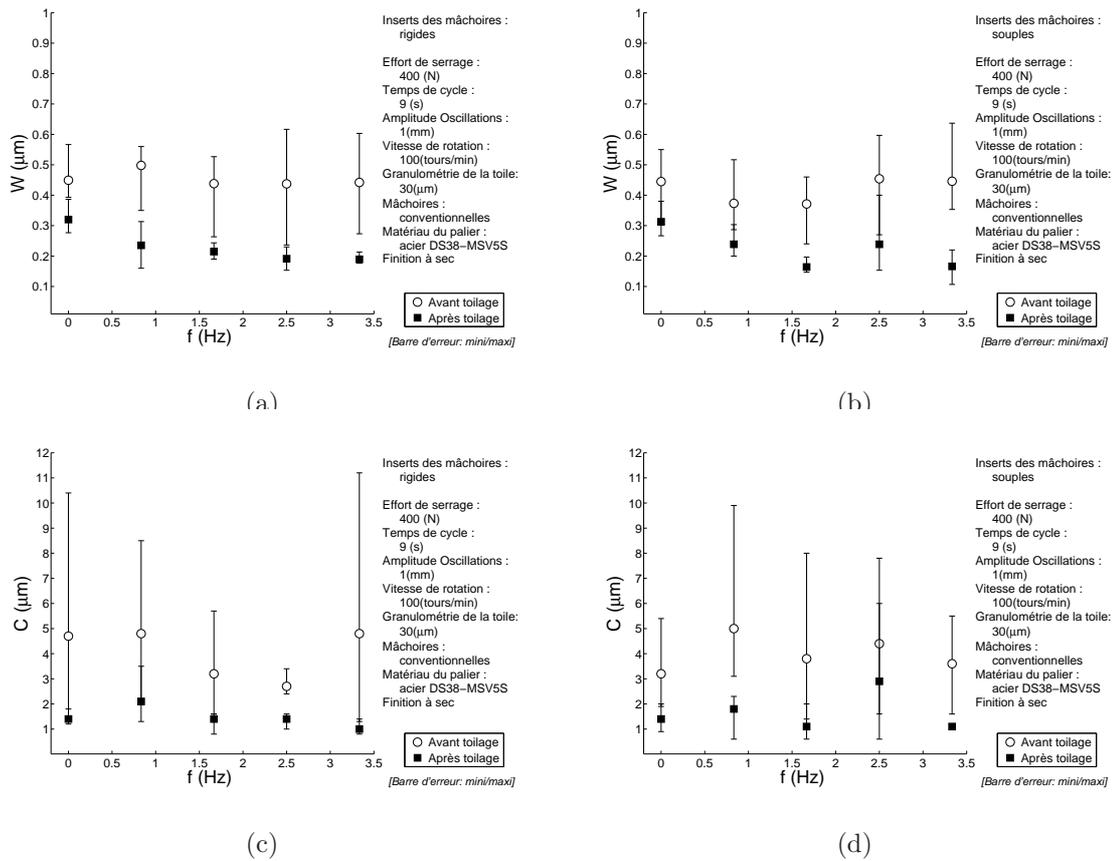


Figure 3.7 – Les variations de l’ondulation ( $W$ ) et de la circularité ( $C$ ) avec la fréquence des oscillations axiales ( $f$ ) pour les mâchoires de toile rigides (a et c) et souples (b et d).

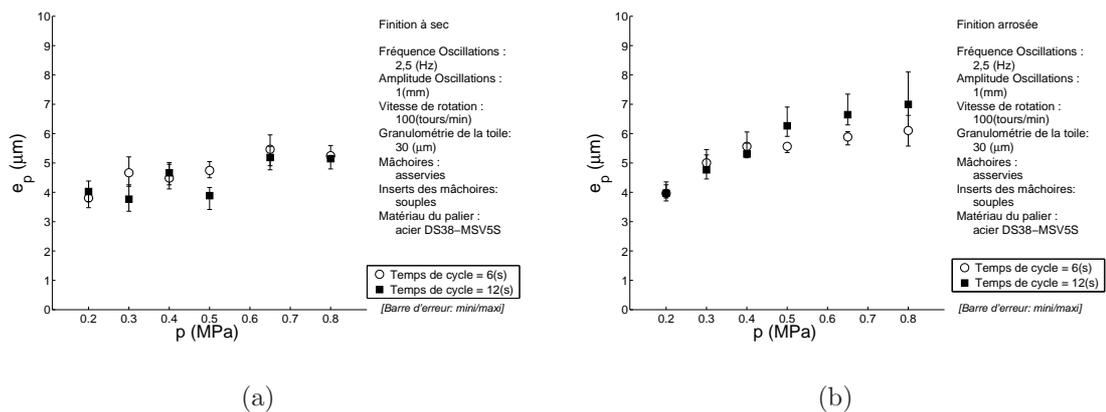


Figure 3.8 – Évolution de l’épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) pour deux temps de cycle : 6 et 12 secondes. Toilage à sec (a) et toilage avec liquide d’arrosage (b).

On observe également que tant que les pressions croissantes restent inférieures à 0,4 MPa, la quantité de matière enlevée reste à peu près indépendante du temps de toilage. Il n'y a quasiment plus d'enlèvement de matière entre 6 et 12 secondes.

- au-delà de 0,4 MPa, les fortes pressions favorisent l'enlèvement de matière uniquement dans le cas d'un temps de cycle long ( $t_{toilage} = 12$  s). Ce phénomène s'explique par le temps caractéristique, dans la zone de contact, de l'action du fluide sur le débit externe du circuit tribologique (toile oscillante/pièce).

Dans les conditions de toilage testées, le paramètre pression de contact ne paraît pas influencer significativement la circularité  $C$  des portées (figure 3.9), ni en termes de valeur moyenne ni en dispersion des résultats. Les valeurs de la circularité mesurées avant et après toilage sont statistiquement comparables. Ces résultats confirment que les mâchoires souples ne sont pas favorables à la réduction de la circularité (cf. paragraphe 3.1.1.1).

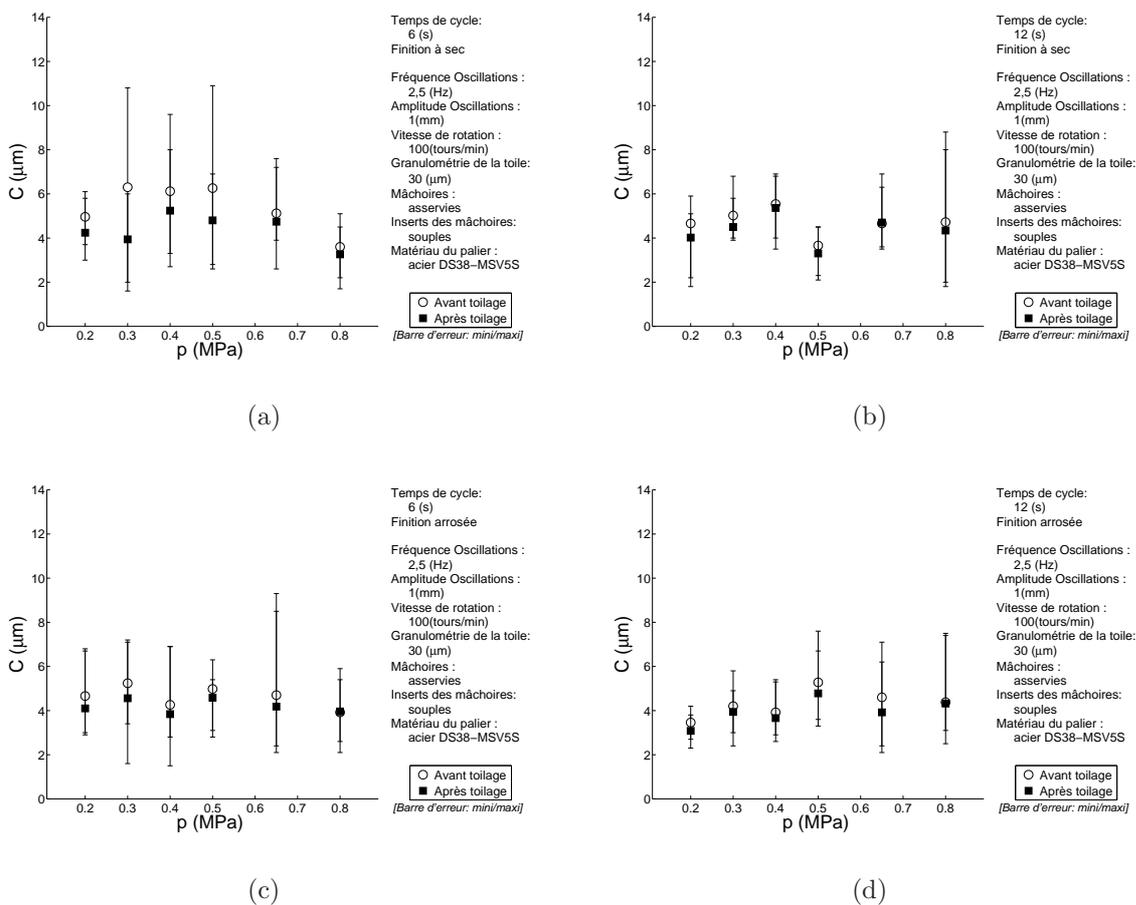


Figure 3.9 – Variations de la circularité ( $C$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec (a et b) et de toilage avec arrosage (c et d) et ce pour deux temps de cycle différents.

Notons tout de même une légère amélioration en terme de dispersion des résultats lorsque la durée de toilage passe de 6 à 12 secondes.

Des gains significatifs de rugosité  $R$  sont cependant réalisés par toilage avec l'accroissement des pressions de contact (cf. figure 3.10). De l'analyse des résultats donnant  $R$  en fonction de la pression de travail, on constate que :

- dans les conditions de charges relativement modestes ( $p \leq 0,4$  MPa), la profondeur de rugosité  $R$  décroît beaucoup plus vite lorsqu'on augmente la pression de contact. Ceci reste vrai, indépendamment du temps de cycle, à la fois dans une configuration de toilage à sec ou avec arrosage ;
- dans les mêmes conditions d'expérience, la diminution du paramètre  $R$  s'estompe et n'évolue plus pour des pression croissantes au delà de 0,4 MPa ;
- le prolongement du temps de cycle ne modifie pas l'influence de la pression de travail sur l'état de surface quantifié par le paramètre  $R$  ;

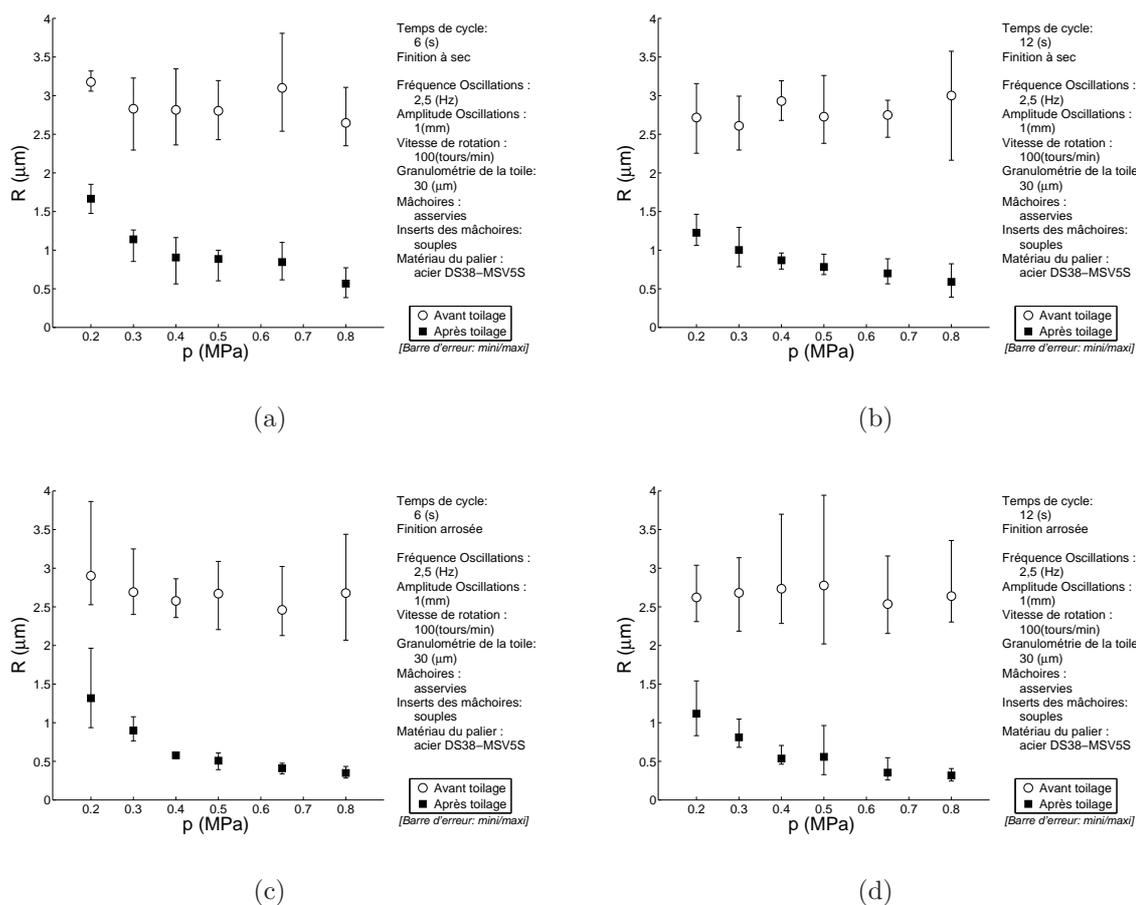


Figure 3.10 – Variations de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec (a et b) et avec arrosage (c et d) et ce pour deux temps de cycle.

- le fluide d’arrosage augmente le gain de réduction de rugosité dans des proportions maximales de 1,5. Il permet aussi une nette réduction de la dispersion de la rugosité après toilage.

Si la pression de contact modifie la qualité microgéométrique lors du toilage, elle ne semble pas influencer cependant l’ondulation de surface. A l’examen de la figure 3.11, on constate que, indépendamment de la pression appliquée, l’ondulation obtenue après toilage est de l’ordre de 0,4 à 0,5  $\mu m$ . Ceci est vérifié dans les deux régimes de toilage, à sec et avec arrosage. Précisons que l’ondulation, quantifiée ici par le critère  $W$ , a été calculée avec un pas moyen compris entre la rugosité (pas < 200  $\mu m$ ) et le défaut de forme qu’est la circularité (pas > 1000  $\mu m$ ) [6]. La norme des motifs pratiquée dans l’industrie automobile ISO 12085 préconise cependant une fourchette pour la valeur de pas de :

- 0 à 500  $\mu m$  pour la rugosité ;

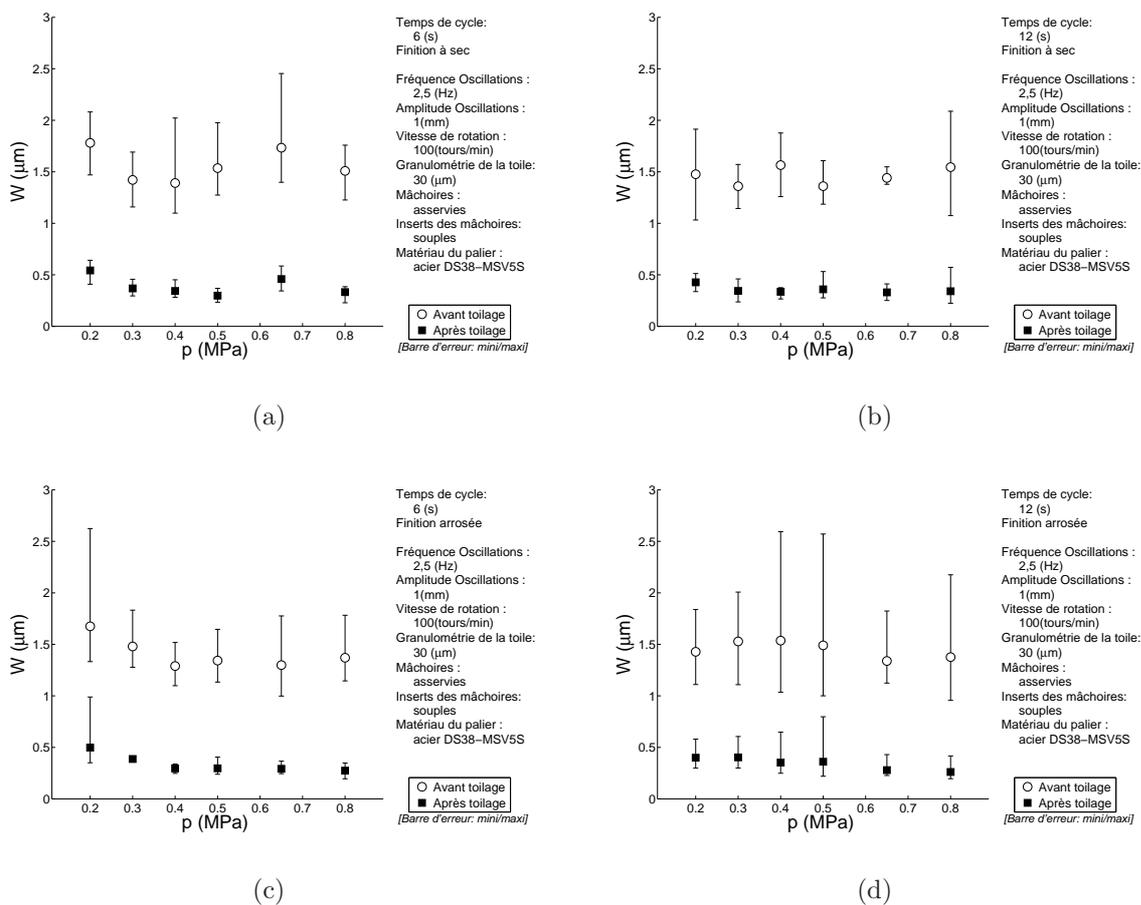


Figure 3.11 – Variations de l’ondulation ( $W$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec (a et b) et avec arrosage (c et d) et ce pour deux temps de cycle.

- 0 à 2500  $\mu m$  pour l'ondulation.

En pratique, le choix des valeurs préconisées par la norme pour traiter les profils des surfaces usinées par abrasifs fins conduit à :

- obtenir des valeurs plus grandes des pas de rugosité ;
- intégrer des écarts d'ondulation s'il y en a ;
- agir sur la forme de la courbe de portance.

Comme la norme n'interdit pas de faire varier la valeur de pas et en se référant à une analyse des données techniques de Renault qui montre que les pas élaborés par les abrasifs fins se situent entre 30 et 200  $\mu m$ , le choix d'un traitement spécifique a été adopté afin d'éviter les erreurs précitées.

### 3.1.1.4 Taille des grains abrasifs

La figure 3.12 montre une nette corrélation entre la taille des grains abrasifs et l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$ . De manière évidente, les grains abrasifs de grosseur élevée génèrent plus de micro-copeaux, d'où un fort taux d'enlèvement de matière. D'autre part, la pression de contact  $p$  joue un rôle de catalyseur de l'effet de la taille des grains abrasifs par rapport à la quantité de matière enlevée  $e_p$ . L'accroissement de  $e_p$  avec  $d$ , pratiquement linéaire lorsque la pression de contact est de 0,3 MPa, s'accélère beaucoup plus vite pour  $p = 0,8$  MPa. Notons également que les dispersions observées semblent plus importantes pour les grains d'abrasif de grand diamètre.

Comme pour la pression de contact, la taille de grains n'affecte pas le défaut de forme (en terme de circularité) des cylindres toilés (cf. figure 3.13). D'après le test Aspin

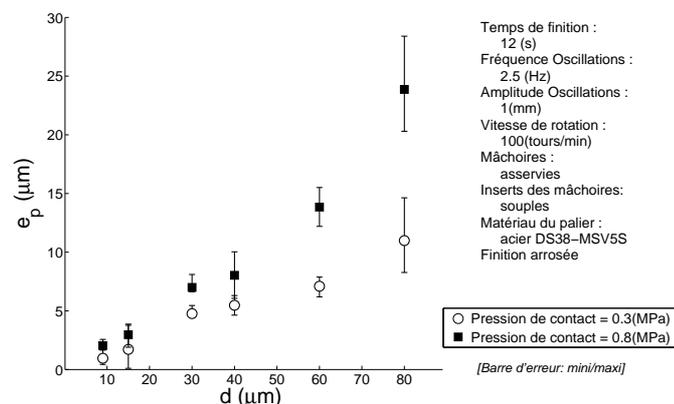


Figure 3.12 – Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) pour deux valeurs de la pression de contact.

Welch [36], les valeurs de la circularité mesurée avant et après le toilage sont parfaitement comparables.

En ce qui concerne les évolutions des critères d'état de surface  $R$  et  $W$  en fonction des granulométries différentes de la toile abrasive, elles sont représentées dans les figures 3.14 et 3.15. Deux constatations marquantes en ressortent :

- À chacune des configurations d'essais, c'est la granulométrie de 30  $\mu\text{m}$  qui permet d'atteindre les valeurs minimales de  $R$  et  $W$  ;
- Avec cette granulométrie uniquement, la pression de contact joue un rôle de catalyseur : l'augmentation de la pression  $p$  de 0,3 à 0,8 MPa implique une diminution de la rugosité  $R$  et de l'ondulation  $W$  de 40 à 50%.

Il est clair que la conjugaison de la pression de contact, en harmonie avec la granulométrie de l'abrasif qui termine la surface en toilage, conditionne le fini de la pièce. En effet, lorsqu'on presse la toile contre des stries de différentes pièces, soigneusement usinées à la rectification, de même profil et d'écartement identique, on peut admettre qu'il y a un rythme différent dans leurs motifs superficiels. On porte donc sur un certain nombre de sommets selon l'intensité de la charge appliquée et de la granulométrie utilisée. Lors du frottement par abrasion, les rythmes des stries obligent la charge à se répartir sur des arêtes sollicitées par permutation circulaire. L'usure des stries formant le système initial de portance et le rapprochement qui en résulte est fonction de la taille des abrasifs pour une charge donnée.

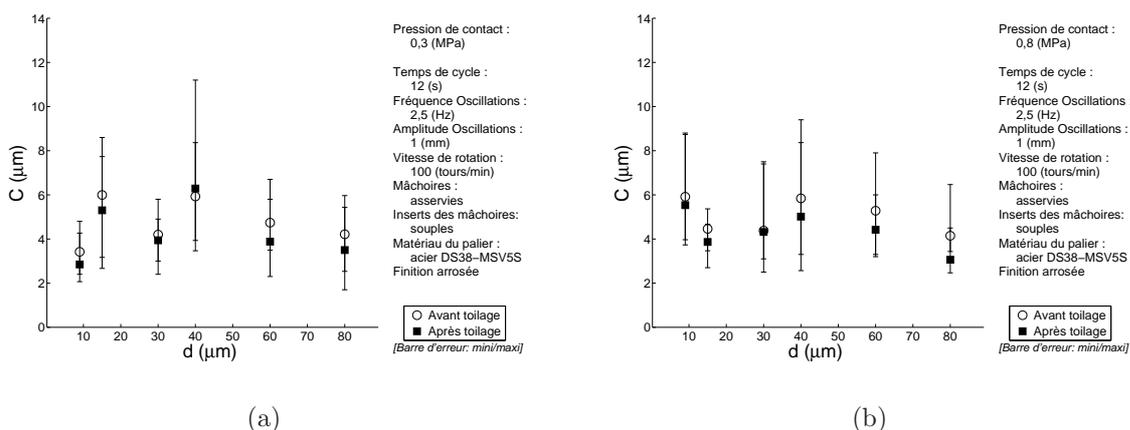


Figure 3.13 – Variations de la circularité ( $C$ ) en fonction de la taille de grains abrasifs ( $d$ ) mesurées après toilage réalisé avec deux valeurs de la pression de contact : 0.3 et 0.8 MPa (a et b respectivement).

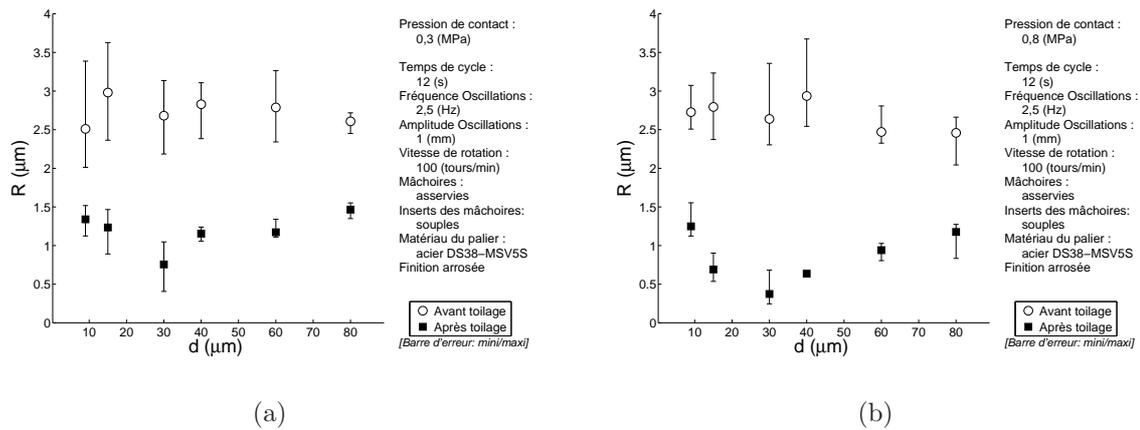


Figure 3.14 – Réductions de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la granulométrie de la toile abrasive ( $d$ ) pour deux valeurs de la pression de contact 0.3 et 0.8 MPa (a et b respectivement).

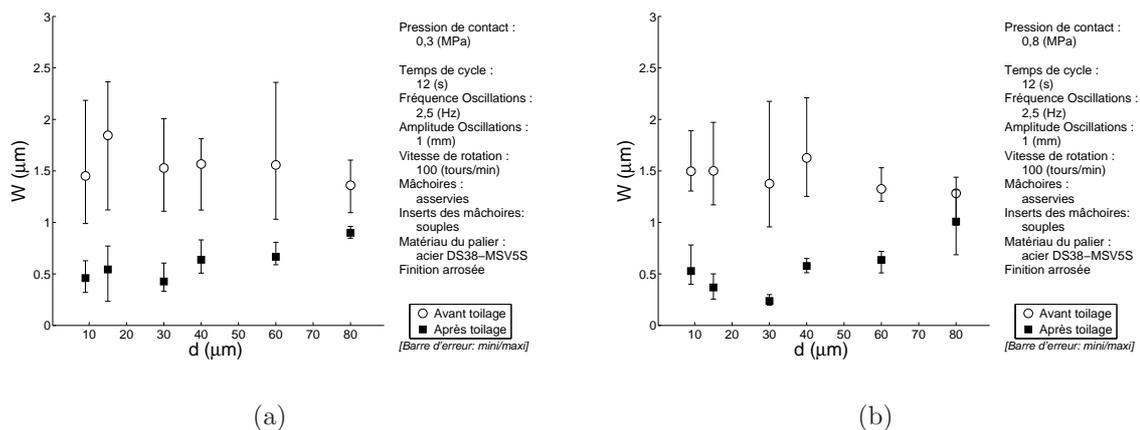


Figure 3.15 – Influence de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) sur l'ondulation superficielle ( $W$ ) pour deux valeurs de la pression de contact 0.3 et 0.8 MPa (a et b respectivement).

## 3.1.2 Analyse des variables physiques

### 3.1.2.1 Variation de la puissance absorbée

L'évolution de la puissance absorbée par le toilage  $P_{toilage}$  en fonction du temps de cycle et de la fréquence d'oscillation est reportée sur la figure 3.16. Il est constaté que celle-ci diminue avec le temps de cycle (cf. figure 3.16(a)). Cependant aucune variation significative de la puissance consommée n'est observée lorsque la fréquence varie de 0 à 3,3 Hz (cf. figure 3.16(b)). En effet, les dispersions importantes sur toute la plage de fréquence étudiée perturbent l'analyse des résultats. A noter que pour  $f = 2,5$  Hz, un

minimum de puissance est consommée avec une faible dispersion.

### 3.1.2.2 Variation de l'usure volumique

Bien évidemment, les mécanismes d'enlèvement de matière dans les opérations d'usinage par abrasion sont plus difficiles à appréhender par le praticien, puisque ils s'effectuent à l'échelle microscopique des grains. Cependant, les mesures énergétiques peuvent permettre une qualification du processus de finition en toilage mais, plus encore, ils doivent permettre un traitement de l'information technologique afin d'optimiser cette opération. Ainsi, si l'on considère l'usure volumique du matériau abrasé, c'est-à-dire le volume de matière enlevée par le processus de toilage, celle-ci évolue avec le temps de cycle comme le montre la figure 3.17. L'interprétation physique, en terme de mécanismes d'enlèvement de matière, des courbes est possible car on y distingue fort bien :

- la zone (1) avec un micro-enlèvement de matière très important ;
- la zone de transition (2) avec la diminution de la composante coupe en toilage ;
- la zone de frottement (3) où l'usure volumique n'évolue pas.

Le volume de matière enlevée en toilage dépend également de la dureté des mâchoires de toile : un support de toile souple génère plutôt une régularité microgéométrique qu'un enlèvement de matière (cf. figure 3.17). Pour mieux préciser l'ordre de ces phénomènes qui se superposent en cours de l'opération de toilage, une analyse physique basée sur l'énergie consommée par toilage a été effectuée. La figure 3.18 montre la variation de celle-ci en fonction de la durée effective de toilage (temps de cycle). Dans cette représentation, on distingue deux régimes de toilage :

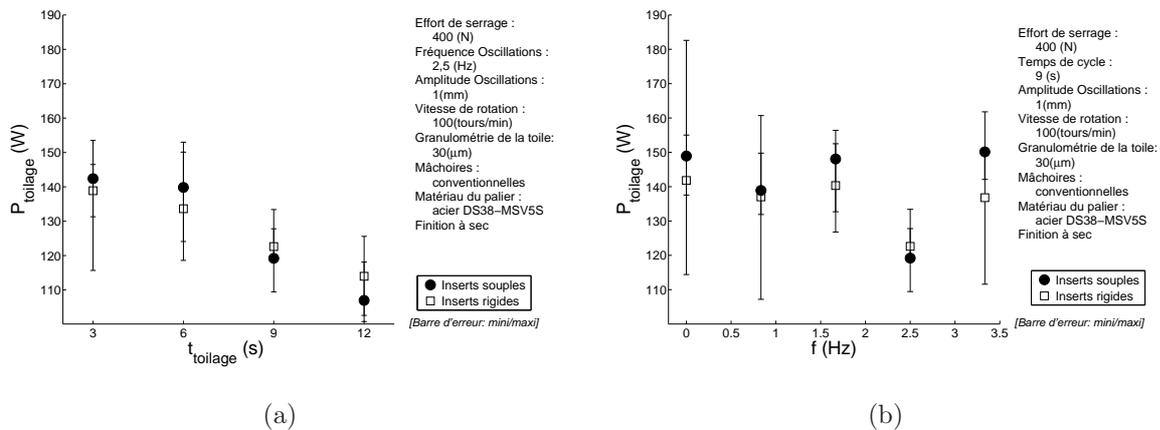


Figure 3.16 – Les variations de la puissance de toilage ( $P_{toilage}$ ) en fonction (a) du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ), et (b) de la fréquence d'oscillation ( $f$ ) pour les deux mâchoires testées.

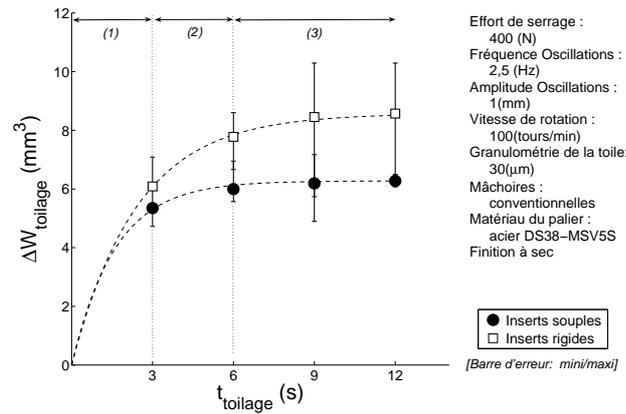


Figure 3.17 – Évolution de l'usure volumique ( $W_{\text{toilage}}$ ) des portées toilées avec le temps de cycle ( $t_{\text{toilage}}$ ).

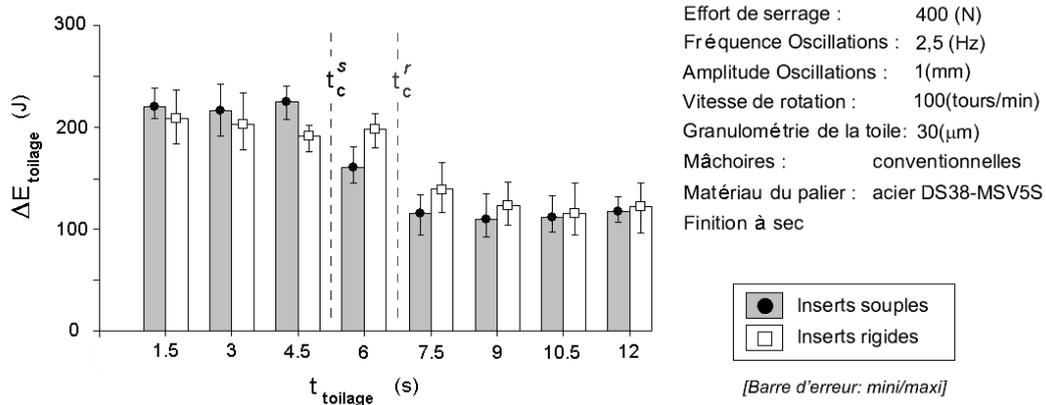


Figure 3.18 – Évolution de l'énergie consommée par toilage ( $E_{\text{toilage}}$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{\text{toilage}}$ ).

- Pour  $t_{\text{toilage}} < t_c$  un régime de toilage primaire où le processus de toilage est dominé par la formation de sillons avec ou sans génération de micro-copeaux, mais au prix d'énergies consommées élevées (l'énergie de toilage  $E_{\text{toilage}} \approx 400$  J) ;
- Pour  $t_{\text{toilage}} > t_c$  un régime de toilage secondaire (régime établi) où l'opération de toilage est dominée par le frottement ( $E_{\text{toilage}}$  chute à 250 J environ).

A ce stade, on peut déjà noter le rôle joué par le critère intrinsèque de l'énergie consommée dans la qualification des régimes de toilage. Toutefois, à temps de cycle fixe et à fréquence d'oscillation variable, aucun changement de régime de toilage n'est observé (cf. figure 3.19). Le rendement énergétique est stable avec un minimum d'énergie consommée pour  $f = 2,5$  Hz.

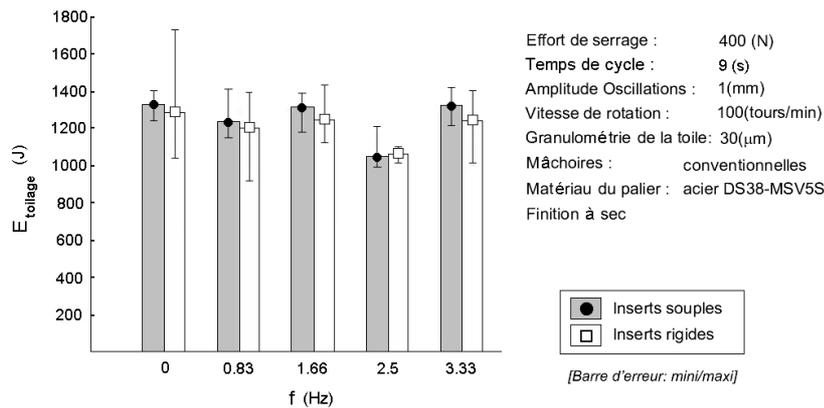


Figure 3.19 – Évolution de l'énergie consommée par toilage ( $E_{toilage}$ ) en fonction de la fréquence d'oscillation ( $f$ ).

### 3.1.2.3 Variation de l'énergie spécifique avec les variables process

D'un point de vue énergétique, le processus de toilage consomme une énergie pour principalement générer des sillons, impliquant ou non un enlèvement de matière. L'énergie consommée rapportée au débit de matière produit est, par définition, l'énergie spécifique de toilage  $E_{sp}$  qui caractérise son rendement énergétique. Nous pouvons considérer que cette variable physique, grandeur homogène à une contrainte, prend en compte simultanément les modes élémentaires de l'action abrasive, à savoir la micro-coupe, le labourage et le frottement. Sous cet aspect, l'énergie spécifique de toilage présente bien un critère global de qualification pour une opération de toilage.

Les figures 3.20(a) et 3.20(b) illustrent respectivement l'évolution de l'énergie spécifique de toilage selon le temps de cycle et la fréquence d'oscillation. L'énergie spécifique de toilage  $E_{sp}$  augmente de manière pratiquement linéaire avec le temps de cycle. Remarquons que des inserts rigides en céramique conduisent à un niveau d'énergie spécifique plus faible (de l'ordre de 25%) qu'avec des inserts souples en élastomère. La figure 3.20(b) montre que le battement axial de la toile conduit à une réduction significative de l'énergie spécifique de toilage. Ceci signifie que l'oscillation de la bande augmente son pouvoir de coupe. Notons néanmoins, que cet effet est indépendant de la fréquence d'oscillation (il suffit que  $f \geq 0,3$  Hz) et ce pour toute la plage de fréquences étudiées.

En ce qui concerne l'influence de la taille des grains abrasifs sur l'énergie spécifique de toilage, elle est beaucoup plus simple à analyser et à définir. On obtient en effet des courbes du genre de celles de la figure 3.21 et l'énergie spécifique décroît lorsqu'on augmente la taille des grains. Ceci peut se décrire de la manière suivante : puisque les grains à forte

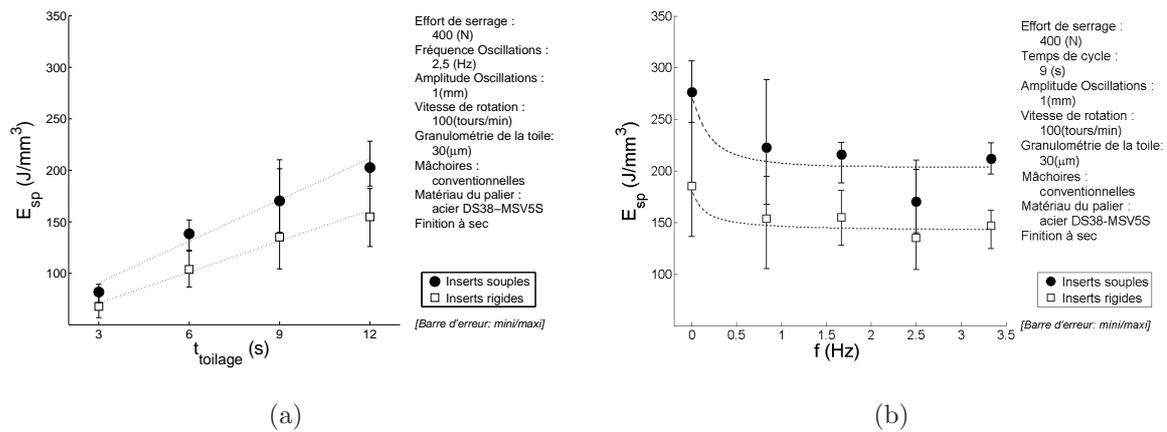


Figure 3.20 – Évolution de l'énergie spécifique de toilage ( $E_{sp}$ ) en fonction du temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) (a) et de la fréquence d'oscillation ( $f$ ) (b).

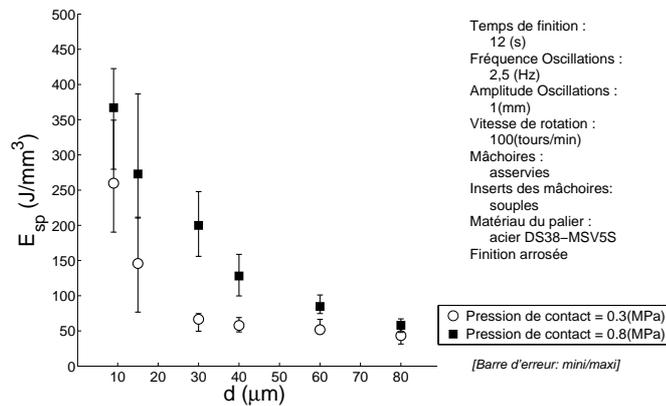


Figure 3.21 – Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) en toilage arrosé d'acier pour deux pressions de contact (0,3 et 0,8 MPa).

granulométrie présente un pouvoir de pénétration élevé dans la surface usinée (paramètre imagé  $R$  de toile élevé), il est normal que ceux-ci conduisent à la déformation plastique avec émission de micro-copeaux plus importante que celle de la déformation plastique sans enlèvement de matière. Ceci signifie que l'énergie spécifique, quantité d'énergie nécessaire pour enlever l'unité de volume du matériau, sera d'autant plus faible que la taille des grains est grande. La conjugaison de ce phénomène avec la pression de contact se traduit par un accroissement du niveau d'énergie spécifique avec l'intensité de la charge appliquée pour une même granulométrie (cf. figure 3.21). Ceci est plus marqué pour les faibles granulométries. Ce résultat peut s'expliquer par la variation de la pression tangentielle de coupe en fonction de la taille des grains. Si nous fixons la granulométrie de la toile à

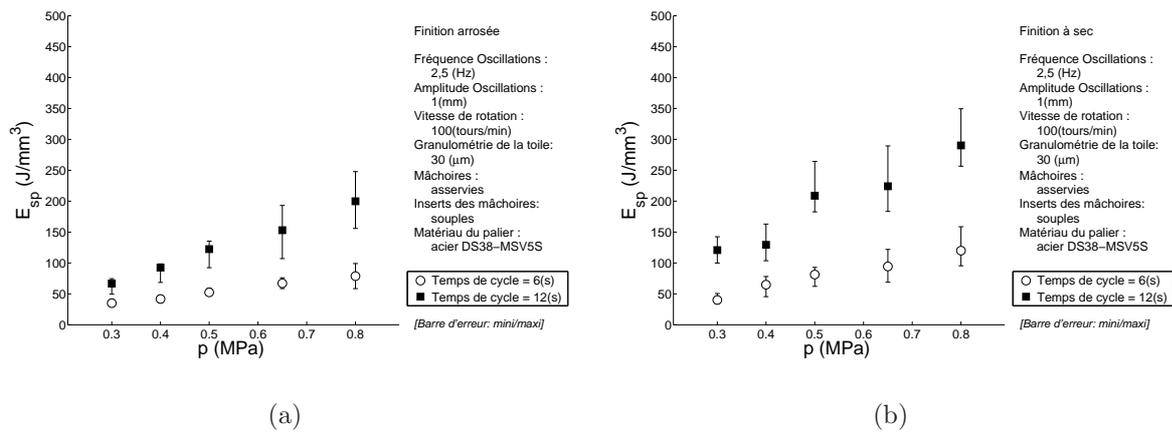


Figure 3.22 – Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage d'acier pour deux temps de cycle ( $t_{toilage}$ ) 6 et 12 s en toilage arrosé (a) et à sec (b).

30  $\mu m$ , et réalisons des cycles de toilage à sec ou avec arrosage, en fonction de la pression de contact, les résultats (cf. figure 3.22) :

- confirment que dans les différentes conditions d'expérience, l'énergie spécifique croît avec la pression de contact ;
- montrent que l'utilisation du fluide de coupe améliore le rendement énergétique du toilage et le stabilise ;
- précisent aussi que la super finition courte (c-à-d : temps de cycle faible) implique un taux de coupe élevé (c-à-d : un enlèvement de matière conséquent).

## 3.2 Cas où la contreface du film abrasif est en fonte GS

Si les fontes sont moins résistantes au frottement par abrasion que les aciers, elles le doivent d'une part, bien entendu à la présence du graphite (lamellaire ou globulaire), mais également à leur structure tourmentée. L'usinage à l'abrasif des fontes est toutefois plus délicat en raison de la formation des nodules recouverts de bavures dits "manteaux de tôle" prêt à se détacher à la première usure fonctionnelle et provoquer le grippage. Ce paragraphe montre l'intervention des variables process sur le comportement au toilage de la fonte GS.

### 3.2.1 Intervention des variables process

#### 3.2.1.1 Pression de contact $p$ et durée de toilage $t_{toilage}$

Les résultats expérimentaux de l'influence de la pression de contact  $p$  sur l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  sont reportés en figure 3.23. On note immédiatement une très nette différence entre le toilage à sec et avec arrosage :

- à faible pression de contact, l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  est du même niveau dans les deux cas (de l'ordre de 15 à 16  $\mu\text{m}$ ) ;
- lorsqu'il y a augmentation de la pression de contact, on enregistre une faible progression de l'enlèvement de matière en usinage à sec. Par contre, cette progression est beaucoup plus forte en présence de liquide d'arrosage ;
- le liquide d'arrosage permet, contrairement en toilage à sec, de favoriser la génération de micro-copeaux avec le prolongement de la durée de toilage (temps de cycle long).

Il faut rappeler ici que l'influence positive de l'arrosage sur l'enlèvement de matière avait déjà été observée dans le cas du toilage d'acier. D'autre part, l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  lorsque la contreface est en fonte (cf. figure 3.23) est de l'ordre de 4 fois supérieure à celle obtenue dans le cas d'une contreface en acier (cf. figure 3.8). Rappelons aussi que les duretés superficielles des deux matériaux sont de 30 HRc pour la fonte GS 51 et 60 HRc pour l'acier DS38 MSV5S qui, lui, a subi une trempe superficielle par induction. Cette corrélation entre la dureté superficielle et l'épaisseur de matière enlevée par toilage confirme les résultats de plusieurs travaux scientifiques : l'enlèvement de matière est inversement proportionnel à la dureté du matériau abrasé [37, 38].

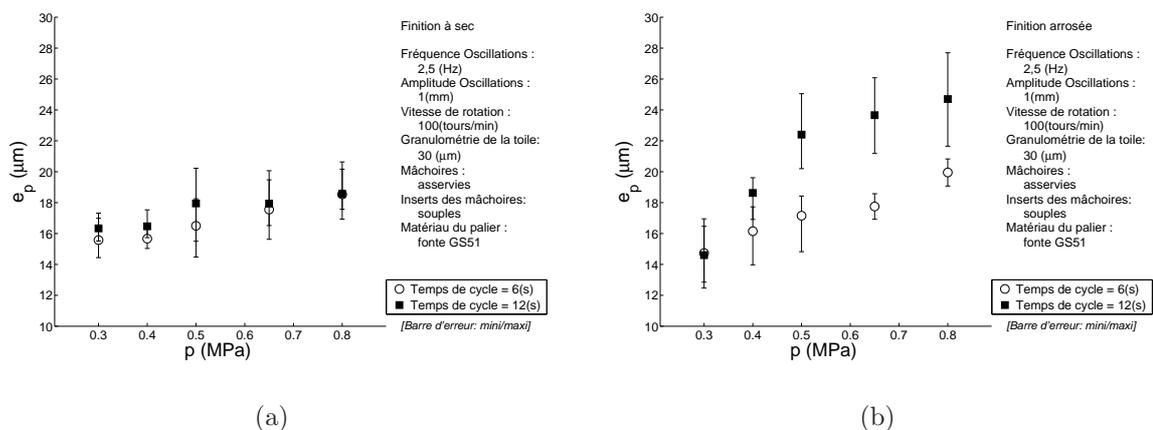


Figure 3.23 – Épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage à sec (a) et avec arrosage (b) de la fonte GS.

Dans les conditions testées de superfinition de la surface en fonte GS, le paramètre pression de contact ne paraît pas influencer significativement la forme des portées définie en terme de circularité (cf. figure 3.24). Les valeurs de la circularité mesurées avant et après toilage sont statistiquement comparables. Il faut noter que ce résultat est identique lorsque la contreface était en acier (voir paragraphe 3.1.1.3). Le toilage avec les inserts souples, ce qui est le cas ici, n'est pas favorable à la réduction significative des défauts de forme comme la circularité. De plus, le critère de circularité normalisé  $C$  ne donne pas d'information sur l'aspect du profil de la section droite du cylindre toilé. Une analyse de l'influence de la pression de contact est difficilement significative, et rendue ici encore plus aléatoire du fait des importantes dispersions observées sur les résultats (cf. figure 3.24). La figure 3.25 montre l'influence de la pression de contact  $p$  sur la hauteur moyenne de rugosité de surface  $R$ . Celle-ci enregistre une réduction considérable dès les faibles pres-

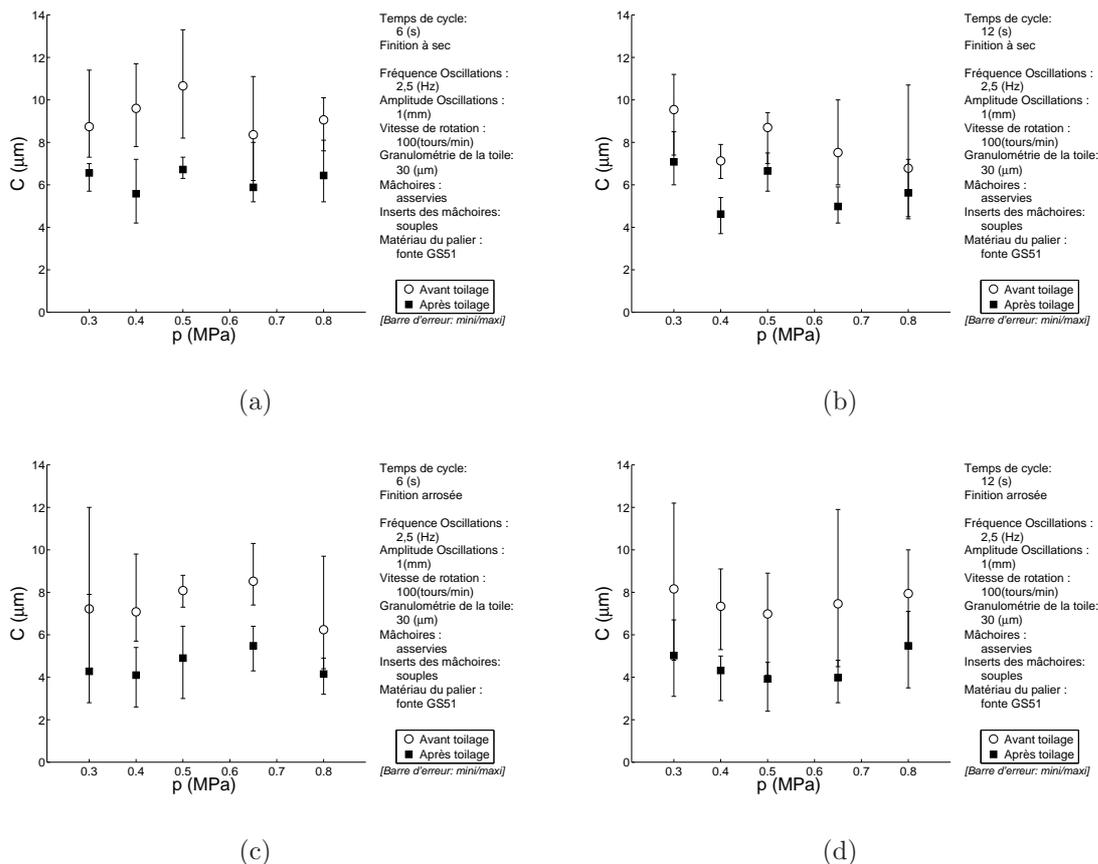


Figure 3.24 – Impact de la pression de contact ( $p$ ) sur la circularité ( $C$ ) dans le toilage de fonte GS à sec ( $t_{toilage}=6\text{s}$  (a) et  $t_{toilage}=12\text{s}$  (b)) et avec arrosage ( $t_{toilage}=6\text{s}$  (c) et  $t_{toilage}=12\text{s}$  (d)).

sions (gain de rugosité avant/après toilage de 60% environ pour  $p= 0,3$  MPa). Le gain est encore plus important lorsque la pression de contact  $p$  augmente (gain de rugosité jusqu'à 80% pour  $p= 0,8$  MPa). C'est dans le toilage avec arrosage que la rugosité  $R$  atteint les plus faibles valeurs, jusqu'à  $R \approx 0,5 \mu\text{m}$ , avec des dispersions quasi-insignifiantes. L'effet d'arrosage, déjà observé sur la variation de l'épaisseur de matière enlevée accentue aussi la réduction du niveau de rugosité de manière significative.

L'analyse des figures 3.25 montre également que le passage d'une durée de toilage  $t_{\text{toilage}}$  de 6 à 12 secondes n'a pratiquement pas d'influence sur le niveau de rugosité atteint en toilage à sec. Il a été observé par ailleurs (cf. figure 3.23(a)) que l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  n'évolue pas entre les deux durées de toilage à sec : la réduction des irrégularités superficielles en toilage est directement liée au pouvoir de coupe de la toile abrasive.

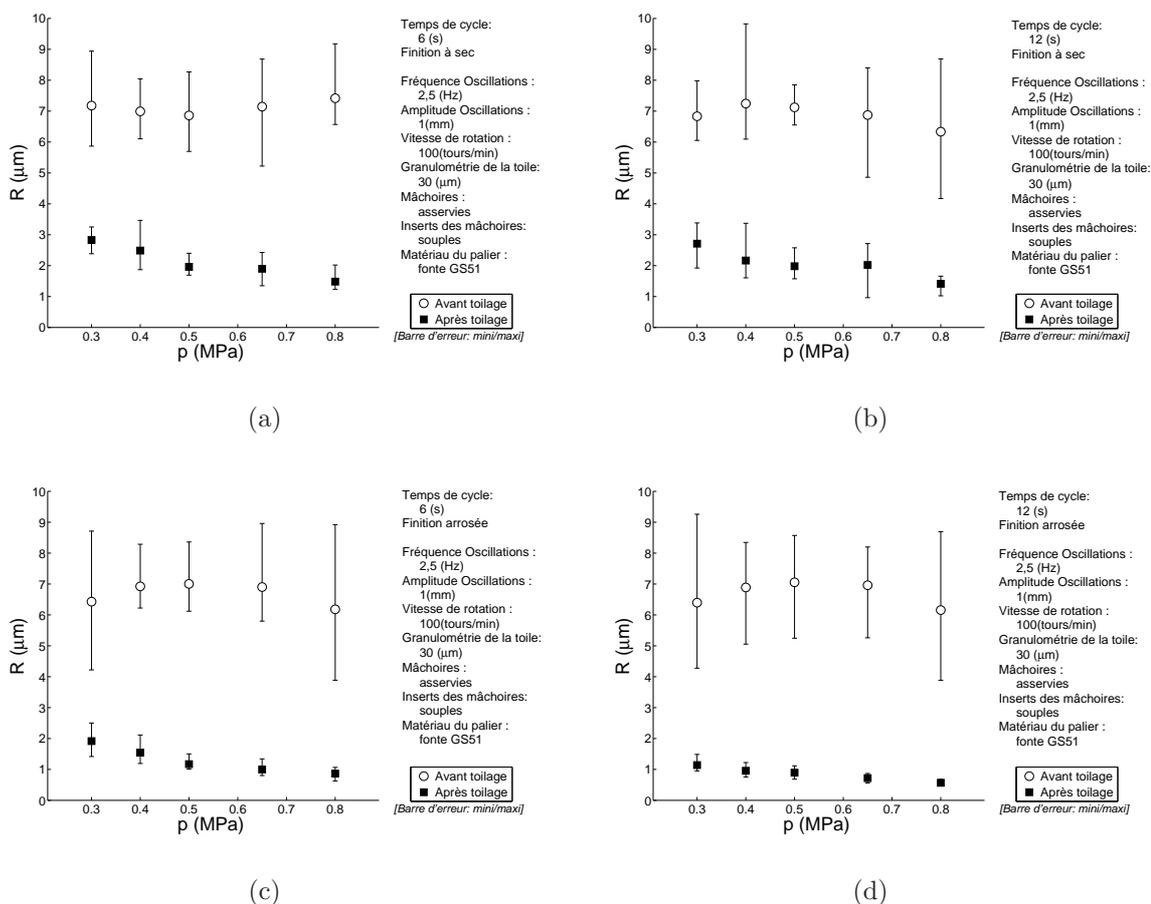


Figure 3.25 – Variations de la rugosité ( $R$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage de la fonte GS à sec ( $t_{\text{toilage}}=6$ s (a) et  $t_{\text{toilage}}=12$ s (b)) et avec arrosage ( $t_{\text{toilage}}=6$ s (c) et  $t_{\text{toilage}}=12$ s (d)).

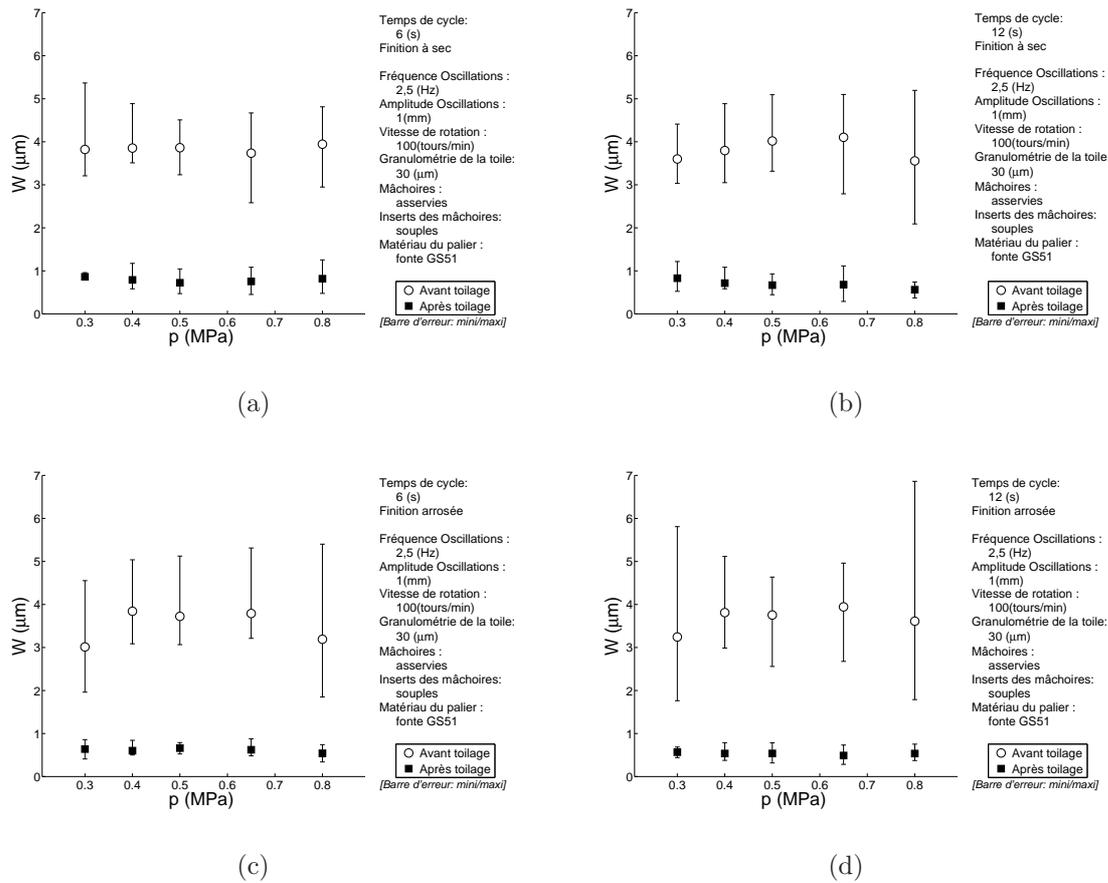


Figure 3.26 – Variations de l'ondulation superficielle ( $W$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) dans le toilage de la fonte GS à sec ( $t_{\text{toilage}}=6\text{s}$  (a) et  $t_{\text{toilage}}=12\text{s}$  (b)) et avec arrosage ( $t_{\text{toilage}}=6\text{s}$  (c) et  $t_{\text{toilage}}=12\text{s}$  (d)).

La présence d'arrosage permet cependant une poursuite de génération de micro-copeaux, puisque l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  augmente (cf. figure 3.23(b)). La conséquence est une diminution sensible de la rugosité lorsque  $t_{\text{toilage}}$  passe de 6 à 12 secondes (cf. figures 3.25(c) et 3.25(d)) en présence d'arrosage.

L'influence de la pression de contact sur l'ondulation  $W$  est présentée dans la figure 3.26. Après toilage, l'ondulation  $W$  est réduite d'environ 80% par rapport à la valeur avant toilage et avec des dispersions ( $\pm 0,3 \mu\text{m}$ ) très inférieures à celles mesurées avant toilage. De surcroît, les valeurs et les dispersions de l'ondulation  $W$  diminuent encore plus avec l'arrosage. Par contre, la pression de contact et la durée de l'opération n'ont pas d'effets significatifs sur l'ondulation. Le procédé de toilage permet ainsi d'obtenir très aisément un niveau de hauteur moyenne d'ondulation  $W$  inférieur à  $1 \mu\text{m}$ .

### 3.2.1.2 Taille des grains d'abrasifs

La figure 3.27 représente l'évolution de l'épaisseur de matière enlevée  $e_p$  pour différentes granulométries de toile et ce pour deux pressions de contact. Deux faits majeurs sont

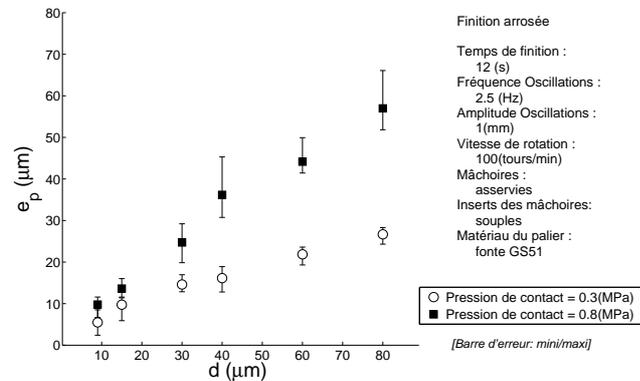


Figure 3.27 – Évolution de l'épaisseur de matière enlevée ( $e_p$ ) après toilage en fonction des tailles de grains d'abrasifs ( $d$ ) et ce pour deux valeurs de pression de contact.

observés :

- l'enlèvement de matière croît linéairement avec la taille des grains d'abrasif (aux dispersions près) ;
- lorsque la pression exercée passe de 0,3 à 0,8 MPa, l'enlèvement de matière a pratiquement doublé.

Ces progressions sont très similaires dans le cas où la contreface était en acier (cf. figure 3.12), sauf en ce qui concerne la quantité de matière enlevée : elle est environ trois fois plus importante avec une contreface en fonte qu'en acier. A noter également que les valeurs élevées de la pression de contact amplifient les dispersions de l'épaisseur de matière enlevée (dispersions moyennes pour  $p=0,3$  MPa et  $p=0,8$  MPa :  $\pm 0,3 \mu\text{m}$  et  $\pm 0,5 \mu\text{m}$  respectivement).

Dans la figure 3.28 les valeurs de la circularité mesurées avant et après toilage sont données suivant des granulométries croissantes des films abrasifs. Tout comme avec la contreface en acier (cf. paragraphe 3.1.1.4) la circularité est indépendante de la taille des grains de la toile abrasive. Par contre, contrairement au cas où la contreface est en acier (cf. figure 3.13), les défauts de circularité sont diminués par le toilage : le gain moyen varie entre 30 et 40%. L'effet dureté superficielle de la contreface explique cette différence : l'importante épaisseur de matière enlevée dans le cas de la fonte permet de diminuer significativement les irrégularités d'ondulation, sans pour autant les éliminer complètement du fait des in-

serts souples utilisés dans ces essais (cf. paragraphe 3.1.1.1). Par contre, dans la cas de contreface en acier, la faible épaisseur de matière enlevée (3 fois plus faible que pour la fonte) ne permet pas d'atténuer les défauts d'ondulation.

Les modifications d'état de surface en terme de rugosité et d'ondulation des paliers toilés avec différentes granulométries d'abrasif sont résumées en figure 3.29. Ces résultats permettent les observations suivantes :

- la profondeur moyenne de la rugosité,  $R$ , est minimale pour  $d=30 \mu\text{m}$  ;
- l'ondulation  $W$  atteint son minimum pour une granulométrie comprise entre  $15 < d < 30 \mu\text{m}$  ;
- la pression de contact  $p=0,8 \text{ MPa}$  (cf. figure 3.29(b)) diminue la rugosité  $R$  par rapport à une pression de  $0,3 \text{ MPa}$ , surtout pour les granulométries de l'ordre de  $d=30 \mu\text{m}$ . Par contre, l'ondulation  $W$  n'est pas affectée par la pression de contact  $p$ .

On retrouve ici, comme dans le cas de la contreface en acier (cf. figure 3.1.1.4), une rugosité et une ondulation minimale pour une taille des grains d'abrasif de  $30 \mu\text{m}$ . Nous sommes surpris par ce résultat signalé, à notre connaissance, pour la première fois : "les irrégularités de surface, à l'échelle de micro et macro-rugosité, peuvent diminuer considérablement avec la super finition par toilage sans que l'on puisse trouver une corrélation directe avec les paramètres métallurgiques du matériau toilé". Ceci montre, une fois de plus, que la composante "coupe" est prépondérante dans le toilage de finition (c-à-d : avec des inserts souples). Il est évident que l'on devra tenir compte de l'état initial des surfaces des films abrasifs, dont l'intervention à l'échelle micro-géométrique doit aider à expliquer les processus de toilage.

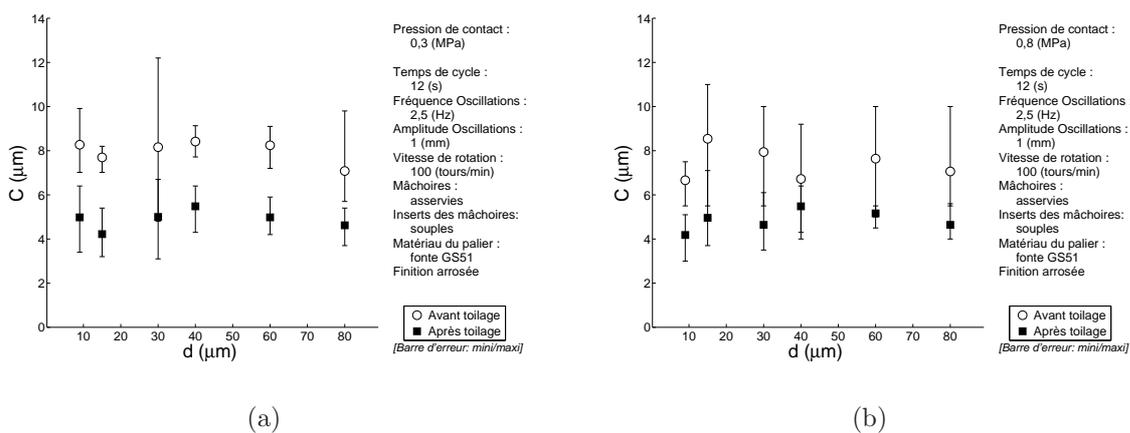


Figure 3.28 – Influence de la taille des grains d'abrasif ( $d$ ) sur la circularité ( $C$ ) dans le toilage de fonte GS et ce pour deux valeurs de pression ( $p=0,3 \text{ MPa}$  (a) et  $p=0,8 \text{ MPa}$  (b)).

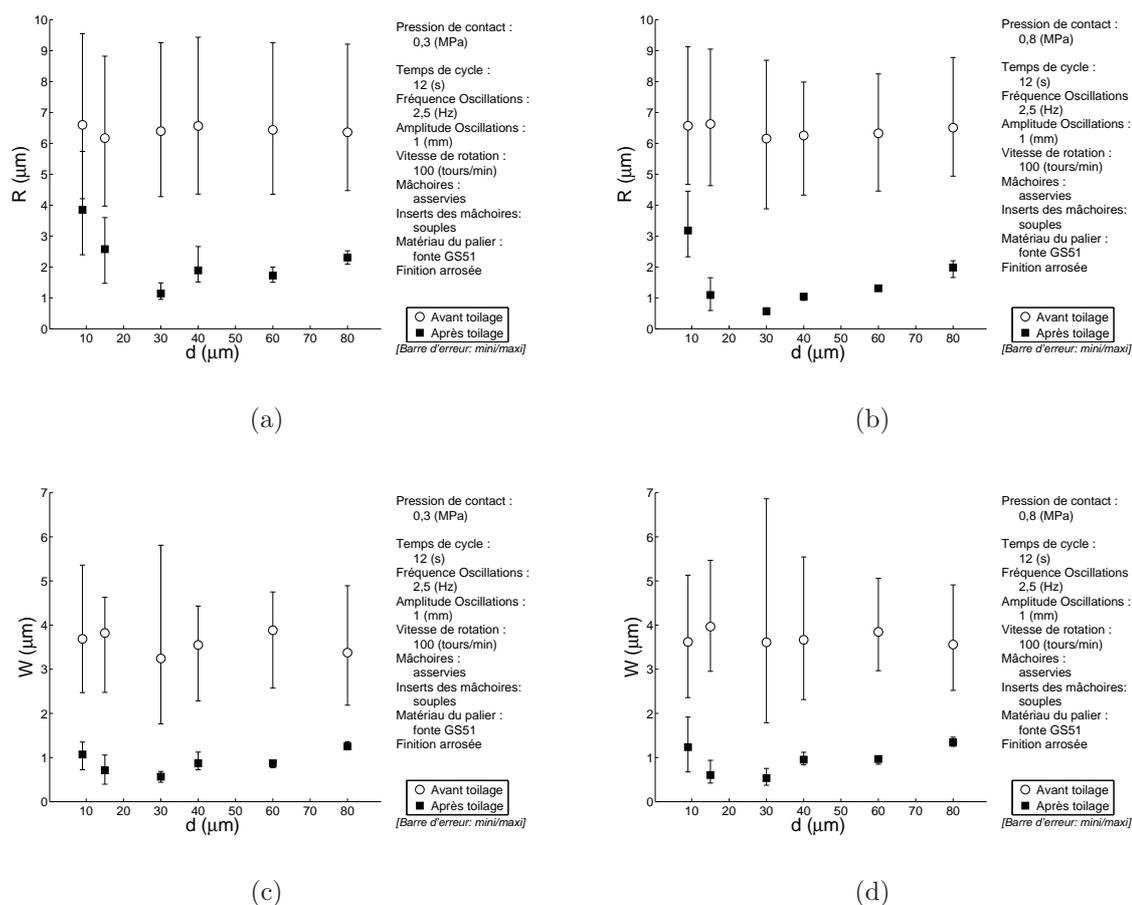


Figure 3.29 – Influence de la taille des grains d’abrasif ( $d$ ) sur la rugosité ( $R$ ) dans la fonte GS et ce pour deux pression de contact ( $p=0,3$  MPa (a) et  $p=0,8$  MPa (b)) et sur l’ondulation  $W$  (c et d).

### 3.2.2 Analyse énergétique du toilage de la fonte GS

Comme montré en figure 3.30, l’énergie consommée pendant le toilage suit une progression pratiquement linéaire avec la taille des grains d’abrasif. À  $p = 0,8$  MPa, l’énergie consommée est environ trois fois supérieure à celle enregistrée pour  $p = 0,3$  MPa, et ce pour toutes les granulométries étudiées. L’augmentation de l’énergie consommée avec la taille des grains et la pression de contact suit celle de la quantité de matière enlevée (cf. figure 3.27). L’énergie spécifique  $E_{sp}$ , rapport entre l’énergie consommée et le volume de matière enlevée, donne une image plus juste de "l’efficacité" de l’action des grains d’abrasif. Elle est aussi un marqueur des modes élémentaires de l’action abrasive activés pendant l’opération de toilage. Pour les deux pressions de contact étudiées (0,3 et 0,8 MPa), les courbes de la variation de l’énergie spécifique  $E_{sp}$  en fonction de la taille des grains d’abra-

sif  $d$  présentent des profils semblables (cf. figure 3.31) : chute rapide lorsque la taille des grains augmente de 9 à 40  $\mu\text{m}$ , puis stabilisation lorsque  $d$  se situe entre 40 et 80  $\mu\text{m}$ . Le "rendement énergétique" est au plus haut dès que la taille des grains d'abrasif  $d \geq 40 \mu\text{m}$ . Pour ces grains abrasifs, le pourcentage d'énergie consommée à générer des micro-copeaux est plus important que dans le cas de grains de petit diamètre. Dans la plage de granulométrie de 9 à 40  $\mu\text{m}$ ,  $E_{sp}$  est plus faible à  $p = 0,3 \text{ MPa}$  qu'à 0,8 MPa : le "rendement énergétique" de l'opération de toilage est meilleur à faible pression. Mais l'écart s'amenuise jusqu'à s'annuler pour  $d \geq 40 \mu\text{m}$ . Il faut y voir en premier lieu l'influence de la taille des grains d'abrasif. Les grains de petits diamètres dépassent de peu la résine polyester dans lesquels ils sont maintenus. La toile, pour ces grains, présente une structure fermée (cf. paragraphe 2.2.4.4) avec de faibles volumes inter-grains qui son rapidement saturés de micro-copeaux. De plus, le comportement élastique de la bande abrasive et des inserts souples conduit à privilégier le frottement de celle-ci sur le cylindre toilé. Ainsi, la consommation d'énergie n'est pas utilisée pour faire de la coupe. Pour s'en convaincre, lorsqu'on fixe la granulométrie à 30  $\mu\text{m}$  et on fait croître la pression de contact, on voit que (cf. figure 3.32) :

- en toilage à sec, plus les pressions de contact sont élevées, plus l'énergie spécifique est grande (rendement énergétique faible) ;
- le prolongement de la durée de toilage à sec entraîne une légère augmentation de l'énergie spécifique (environ 10%) ;
- l'action d'arrosage amoindrit voire supprime l'influence conjuguée de la pression de contact et du temps de cycle (autrement dit : elle améliore d'une manière signifi-

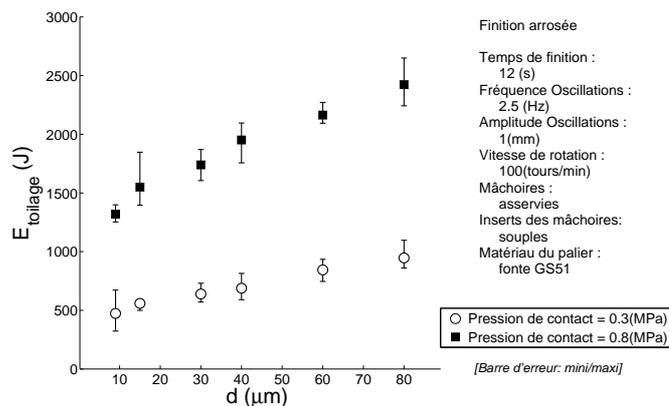


Figure 3.30 – Évolution de l'énergie consommée ( $E_{\text{toilage}}$ ) lors du toilage de la fonte GS en fonction de la granulométrie de la toile abrasive ( $d$ ) pour  $p=0,3 \text{ MPa}$  et  $p=0,8 \text{ MPa}$ .

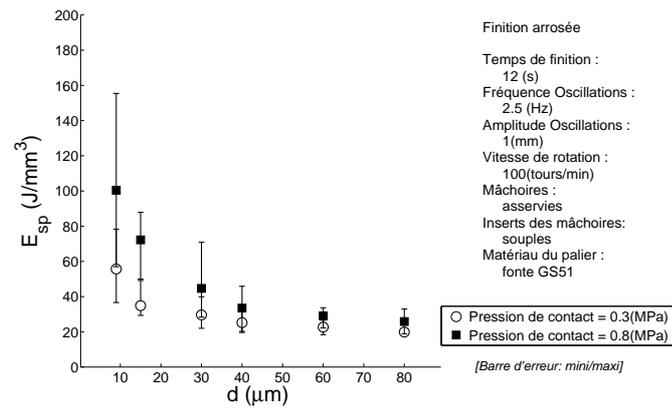


Figure 3.31 – Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la taille des grains abrasifs ( $d$ ) en toilage arrosé de fonte GS, et ce pour deux pressions de contact (0,3 et 0,8 MPa).

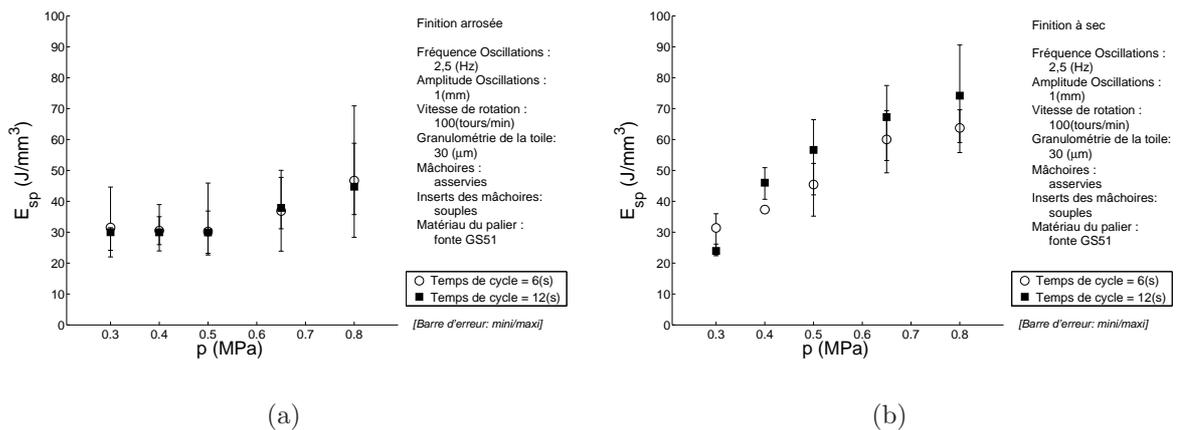


Figure 3.32 – Évolution de l'énergie spécifique ( $E_{sp}$ ) en fonction de la pression de contact ( $p$ ) pour deux temps de cycle (6 et 12 s) en toilage arrosé (a) et à sec (b) de fonte GS.

cative le rendement énergétique). Ceci peut s'expliquer par les propriétés du fluide d'arrosage qui permettent aux grains d'abrasif de maintenir plus longtemps leurs arêtes vives et d'éviter des surcharges sur la surface de la toile.

### 3.3 Conclusions

Pour ce chapitre retenons ici que :

- l'approche énergétique permet de comprendre le poids relatif des variables process

- sur le résultat qualitatif de la pièce, tout en termes d'état de surface et de forme ;
- les variables process examinées agissent de façon évidente selon la déclinaison suivante :
  - ① Le temps de cycle fait apparaître deux régimes distincts :
    - d'une part, un régime primaire de toilage, qualifié de transitoire et caractérisé par un temps limite de coupe  $t_c$  où la super finition de courte durée implique plutôt une dominance par enlèvement de matière (coupe) ;
    - d'autre part, le prolongement du toilage jusqu'à un régime établi, régime de toilage secondaire, conduit à la prédominance des composants Abrasion à trois corps et Frottement.
  - ② Par oscillation axiale de la bande, il y a diminution de la composante Frottement et un accroissement du pouvoir de coupe favorisé par une évacuation entretenue des micro-copeaux.
  - ③ Les sollicitations superficielles en finition par toilage, surtout si elle se font à une assez grande pression, permettent aux grains d'abrasif de présenter à la surface leurs meilleures aptitudes à la coupe. La pression de contact n'est toutefois pas seule intrinsèquement à créer la coupe, mais il faut également tenir compte de son gradient d'application (effet simultané du temps de cycle et de la granulométrie de la toile).
  - ④ La granulométrie de l'abrasif qui termine la surface en toilage conditionne, suivant l'intensité de la pression appliquée, le fini de la surface. On se retrouve pratiquement dans la situation du rodage par abrasifs libres : il n'y a pas d'intérêt à choisir une granulométrie importante même au départ d'une ébauche raisonnable.
  - ⑤ La super finition sera facilité si on dispose à l'interface grains d'abrasif/pièce un fluide de coupe apte à venir vider les zones de logement de l'espace intergranulaire : le toilage doit donc s'accompagner d'une irrigation efficace destinée à véhiculer vers l'extérieur les micro-débris qui naissent à l'interface.
  - dans le cas particulier du toilage des portées cylindriques, l'utilisation de mâchoires de travail enveloppantes exacerbe le confinement (le piégeage) des micro-copeaux à l'interface toile/pièce et donc la formation d'un troisième corps qui perturbe la fonctionnalité de la toile abrasive. Ceci rend difficile l'interprétation des effets de la rigidité des mâchoires ainsi que la précision des mécanismes physiques qui conduisent aux performances de toilage observées en fonction des variables process étudiées ;
  - pour connaître l'influence du matériau de la pièce sur les performances du toilage, il faudrait analyser la surface toilée à l'échelle microscopique.

---

Il s'agit donc d'extrapoler maintenant les "interventions des variables" du process, le caractérisant par des mécanismes d'enchaînement cause/conséquence mieux fondés physiquement, et ceci n'est possible que si l'on procède à des expertises de retour d'essais en toilage. Le chapitre suivant précise cette démarche et explicite les mécanismes qui régissent le processus de toilage.



# Chapitre 4

## Expertises de retour d'essais : Aspects micro et macroscopiques de surfaces de couples toile/pièce.

Les résultats des tests de finition par toilage décrits dans le chapitre 3, seront ici analysés et discutés en s'appuyant sur des expertises du tribo-système (portée cylindrique/toile abrasive) avant et après toilage.

La démarche consiste à apporter des précisions sur les mécanismes qui pilotent les performances de toilage présentées précédemment. Celle-ci est guidée par la recherche des éléments de réponse à deux questions qui se posent :

- Comment la toile a-t-elle agit ou s'est elle usée avec les conditions de départ (définition d'une variable ou combinaison de variables) et éventuellement à quelle vitesse ?
- Comment et pourquoi la pièce s'est-elle comportée selon cette action ?

Le but final de l'expertise est bien sûr le "pourquoi" afin de définir l'enchaînement des causes/conséquences de toilage. Pourtant, ce chapitre sera limité en grande partie à l'examen du "comment" qui permet, dans un premier temps, une approche essentielle à la compréhension des mécanismes physiques aussi complexes que ceux du toilage.

### 4.1 État de l'abrasif comme traceur des conditions locales de toilage

L'efficacité d'une opération de toilage dépend fortement de la fonctionnalité de l'outil abrasif. Cette dernière résulte de la morphologie des grains d'abrasif qui implique à la fois

leur angularité (pouvoir de pénétration et de coupe) et la distribution de leur orientation géométrique au cours du processus de toilage (densité active des grains d'abrasif). Le mode d'endommagement des grains, en liaison avec les paramètres process, constitue donc un indicateur majeur dans la précision de leur influence. Cette influence varie en fonction des conditions de contact outil/surface, notamment s'il y a présence ou non du liquide de coupe. Pour cette raison, l'influence des variables process sur la fonctionnalité de la toile abrasive sera examinée d'abord dans la configuration de toilage à sec et puis dans celle avec l'arrosage. Par ailleurs, l'étude du toilage à sec va permettre d'analyser la morphologie des micro-débris, expliquant le processus de leur formation et, plus généralement, les influences de variables process sur les mécanismes élémentaires activés en toilage.

#### 4.1.1 Caractérisation du pouvoir d'indentation de la toile abrasive

Afin de mieux comprendre l'intervention des variables process sur les mécanismes d'usure de l'élément usinant, des tests préliminaires de caractérisation de la toile abrasive ont été réalisés. Ils consistent en :

- des tests statiques visant l'estimation de l'endommagement des grains abrasifs après la mise en contact avec la pièce à usiner. Ce type de test a été effectué en pressant, avec une charge radiale donnée, la toile abrasive contre la portée cylindrique en condition statique. Ceci est réalisé par l'intermédiaire des mâchoires asservies en pression et équipées d'inserts rigides en corindon ;
- des tests dynamiques où la portée cylindrique, pressée par la toile abrasive, est mise en rotation pour une durée équivalente à un demi-tour (temps de contact égal à 0,3 seconde environ pour  $N_r = 100 \text{ tr.min}^{-1}$ ). L'objectif ici est d'évaluer l'endommagement des grains abrasifs lors du démarrage du toilage. La très faible durée de finition permet de limiter effets cumulatifs de l'endommagement des grains d'abrasif dues à la présence des micro-copeaux.

Le choix des configurations de contact étudiées dans les tests préliminaires a été décidé à partir de résultats de toilage discutés au chapitre précédent. Le choix des variables (charge et taille des grains) pour les tests d'indentation a été guidé par l'analyse des performances de toilage observées en fonction des variables process. La charge radiale par insert ainsi choisie correspond à une pression locale de contact de 0,8 MPa. Pour la taille des grains d'abrasif, deux granulométries de toile ont été respectivement utilisées de 30 et 80  $\mu\text{m}$ .

#### 4.1.1.1 Résultats des tests statiques

En régime statique, les toiles testées ont toutes montré un comportement similaire (indépendamment de la nature de la contreface et de la taille des grains). Le nombre de grains endommagés reste inférieur à 3%. Il concerne les premiers grains entrant en contact avec la contreface métallique. Leur détérioration est la conséquence d'une contrainte de compression trop importante (effort normal sur la toile réparti sur un nombre limité de grains) et d'un processus de fragmentation au sommet des grains (cf. figure 4.1).

En effet, lorsque la toile est appuyée contre la surface meulée en acier ou en fonte, les grains d'abrasifs entre en contact par les sommets les plus élevés. Ces sommets s'écrasent en étant le siège de déformations plastiques. La somme des aires produites par l'écrasement des sommets n'est pas suffisante pour répartir la charge (effort normal de serrage), et les grains continuent à descendre. Il s'ensuit un enfoncement qui, dans son ensemble, reste encore élastique et obéit aux calculs de Hertz [39]. En écrivant que la fraction  $\frac{1}{k}$  de la résistance effective à la compression des grains d'abrasif  $\sigma_c^e$  qui correspond à la charge d'appui appliquée  $P$  égale au rapport :

$$\frac{1}{k} = \frac{P}{\sigma_c^e} = \frac{0,8 \text{ MPa}}{2,110^3 \text{ MPa}} = 0,3810^{-3}$$

On montre ainsi que cette fraction n'atteint que quelques millièmes de la résistance à la compression d'un grain, de sorte que la charge d'appui effective  $P'$  (répartie sur plusieurs grains) sera des centaines de fois plus faible que celle appliquée. La seule action de compression de la toile, même à forte charge, n'entraîne donc pas une dégradation significative de sa fonctionnalité en terme de pouvoir d'indentation.

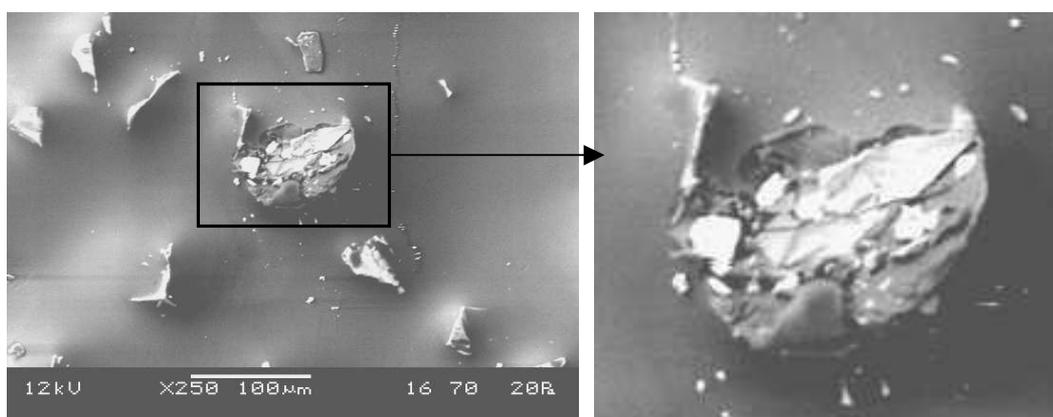


Figure 4.1 – Observation d'un grain abrasif endommagé lorsque la toile de granulométrie de  $80 \mu m$  est soumise à une pression locale statique de  $0,8 \text{ MPa}$ .

#### 4.1.1.2 Résultats des tests dynamiques

En régime dynamique, s'ajoute à la contrainte de compression, une sollicitation de cisaillement pour les grains en contact avec la contreface métallique. Les résultats montrent là aussi qu'un faible nombre de grains ( $<5\%$ ), surtout dans le cas de granulométrie élevée ( $80\ \mu\text{m}$ ), subit une rupture fragile de cisaillement. Le fait que les grains de taille élevée soient plus affectés par une sollicitation dynamique s'explique par la faible densité de grains qui conduit, à charge d'appui donnée, à une indentation plus profonde. Ainsi, la sollicitation transverse en cisaillement est ici plus importante. Cette rupture, facilitée également par une densité des défauts structuraux interne au grain, se produit souvent au niveau du liant. Elle réduit considérablement la hauteur du grain endommagé et donc son pouvoir d'indentation de la surface abrasée.

A noter que, de manière générale, il est possible de distinguer après toilage les grains endommagés au démarrage et ceux usés pendant le contact avec la portée usinée (cf. figure 4.2). En effet, dans le premier cas, la surface au sommet du grain est très homogène et régulière; dans le deuxième cas, cette surface présente plusieurs facettes de rupture dues au clivage progressif du grain.

En résumé, il ressort de ces tests de caractérisation qu'avant la mise en rotation de la portée cylindrique, la majorité des grains de la toile abrasive entrant en contact avec la contreface métallique sont intègres. La mise en rotation de la pièce génère par la suite une dégradation progressive de la toile abrasive. Cette dégradation ne se manifeste pas

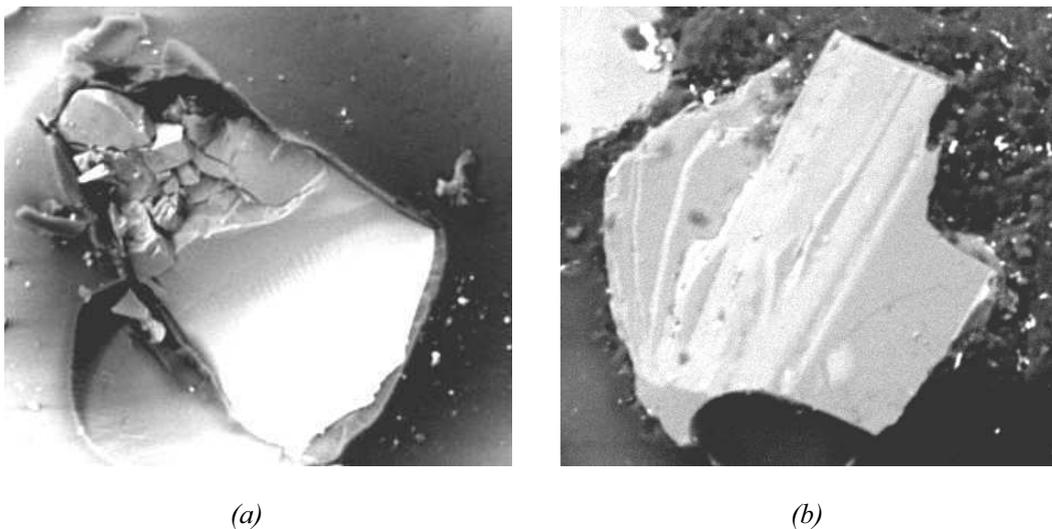


Figure 4.2 – Modes d'endommagement observés par indentation dynamique : grain abrasif cisailé par rupture fragile (a) et grain usé progressivement (b) (grossissement  $\times 1500$ ).

par une désincrustation des grains du liant, mais plutôt par leur rupture en cisaillement (clivage). Les toiles abrasives de granulométrie élevée sont les plus affectées par ce type d'endommagement dont l'étendue reste toutefois limitée ( $< 5\%$ ). Ceci démontre que les premiers instants de toilage se font donc avec un ensemble suffisant de grains neufs qui assurent la fonctionnalité de la toile abrasive. Selon la grosseur des grains, le toilage se fera avec un effet d'endommagement dynamique des grains plus ou moins prononcé. On peut, à ce stade, introduire déjà intuitivement qu'on n'a pas intérêt à partir avec de gros grains pour faire de la super finition par toilage.

## 4.1.2 Observations et analyses des pistes de frottement à sec de films abrasifs

### 4.1.2.1 Influence du temps cycle

La figure 4.3 montre l'évolution de l'état de la toile abrasive en fonction du temps de cycle. Les micrographies de la figure ont été réalisées au MEB en mode rétrodiffusé (BSE). Après seulement trois secondes de toilage, la toile présente une surface entièrement recouverte de micro-débris. La couche de transfert est constituée de micro-copeaux libres ou logés dans la structure de la toile. Le prolongement du temps cycle conduit à la fragmentation des micro-copeaux puis à la formation de conglomérats de particules broyées et fortement compactées. Le processus de fragmentation, d'agglomération de particules broyées et d'évacuation de la couche de transfert, conduit à l'instabilité dans le mode d'usinage par toilage. L'action de la toile abrasive passe de la rainure par émission de micro-copeau au sillon de déformation plastique (labourage). Cette transition est à l'origine de l'évolution du rendement énergétique du toilage constaté dans les paragraphes 3.2.2 et 3.1.2.3. La toile abrasive perd donc sa fonctionnalité, plutôt du fait des amas de micro-copeaux plutôt qu'à une usure des grains abrasifs. Le processus se résume ainsi :

- recouvrement des arêtes coupantes des grains abrasifs ;
- saturation de logement intergranulaire.

Afin de confirmer la perte de fonctionnalité de la toile par effet du recouvrement et de saturation par micro-copeaux, des observations complémentaires de la toile après nettoyage ont été effectuées. La figure 4.4 résume les observations de l'évolution de la structure des grains d'abrasif de la toile après nettoyage en fonction de la durée de toilage. Même si le pouvoir de coupe de la toile diminue avec un émoussage visible des arêtes vives, elle conserve cependant une structure fonctionnelle.



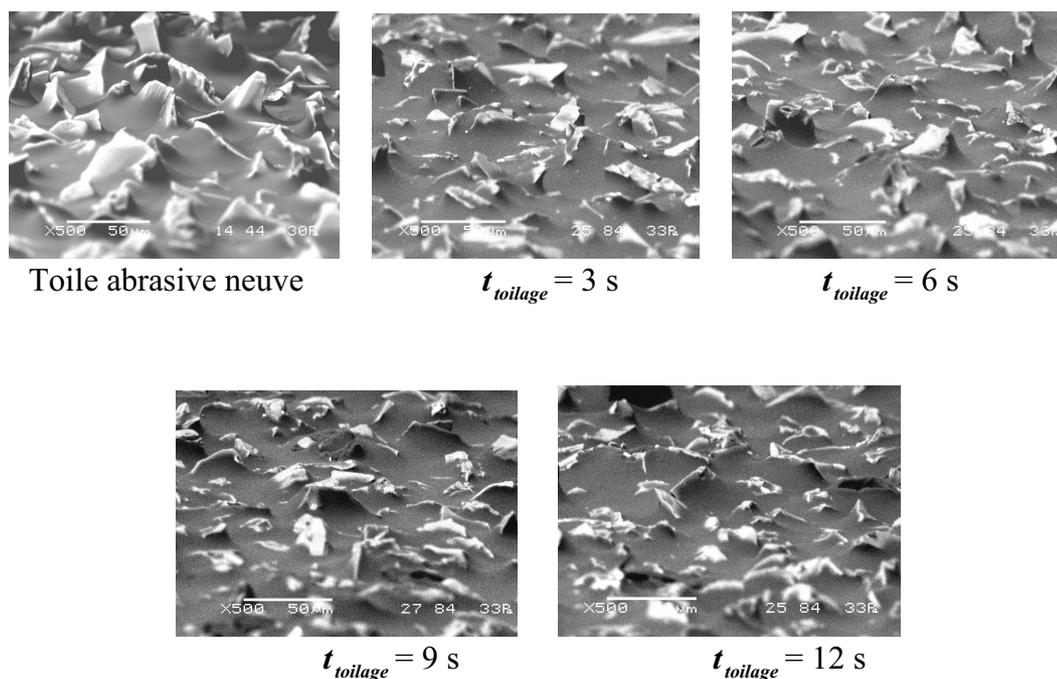


Figure 4.4 – Evolution de la morphologie de l'outil abrasif après nettoyage en fonction de la durée de toilage (grossissement :  $\times 500$ , inclinaison des observations :  $5^\circ$ ). (paramètres process :  $f = 2,5$  Hz,  $A = 1$  mm,  $F_s = 400$  N,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu m$ , matériau des grains abrasifs :  $Al_2O_3$ , mâchoires conventionnelles, inserts rigides, toilage à sec).

#### 4.1.2.2 Influence de la fréquence des oscillations

Le paramètre "process" fréquence d'oscillation influence simultanément le mode de fragmentation des micro-débris de transfert ainsi que la densité des micro-copeaux logés dans la toile abrasive (figure 4.5). Les micrographies de la figure 4.5 ont été réalisées au MEB en mode rétrodiffusé (BSE). Dans ce cas, le contraste est dû à la nature chimique et dépend de la masse du matériau. On distingue ainsi aisément la couche de transfert de la toile : ce qui est blanc est lourd (micro-copeaux), inversement le sombre est léger (la toile). Sans fréquence d'oscillation, la toile est entièrement recouverte d'une couche de micro-débris. Elle est constituée principalement de micro-copeaux primaires longs, libres ou logés et issus de la coupe. L'application de l'oscillation axiale de la toile, pour une fréquence donnée, entraîne un recouvrement partiel des micro-débris composés de (cf. figures 4.5 et 4.6) :

- micro-copeaux primaires fragmentés ;
- micro-copeaux secondaires, courts hélicoïdaux issus de bourrelets latéraux ;

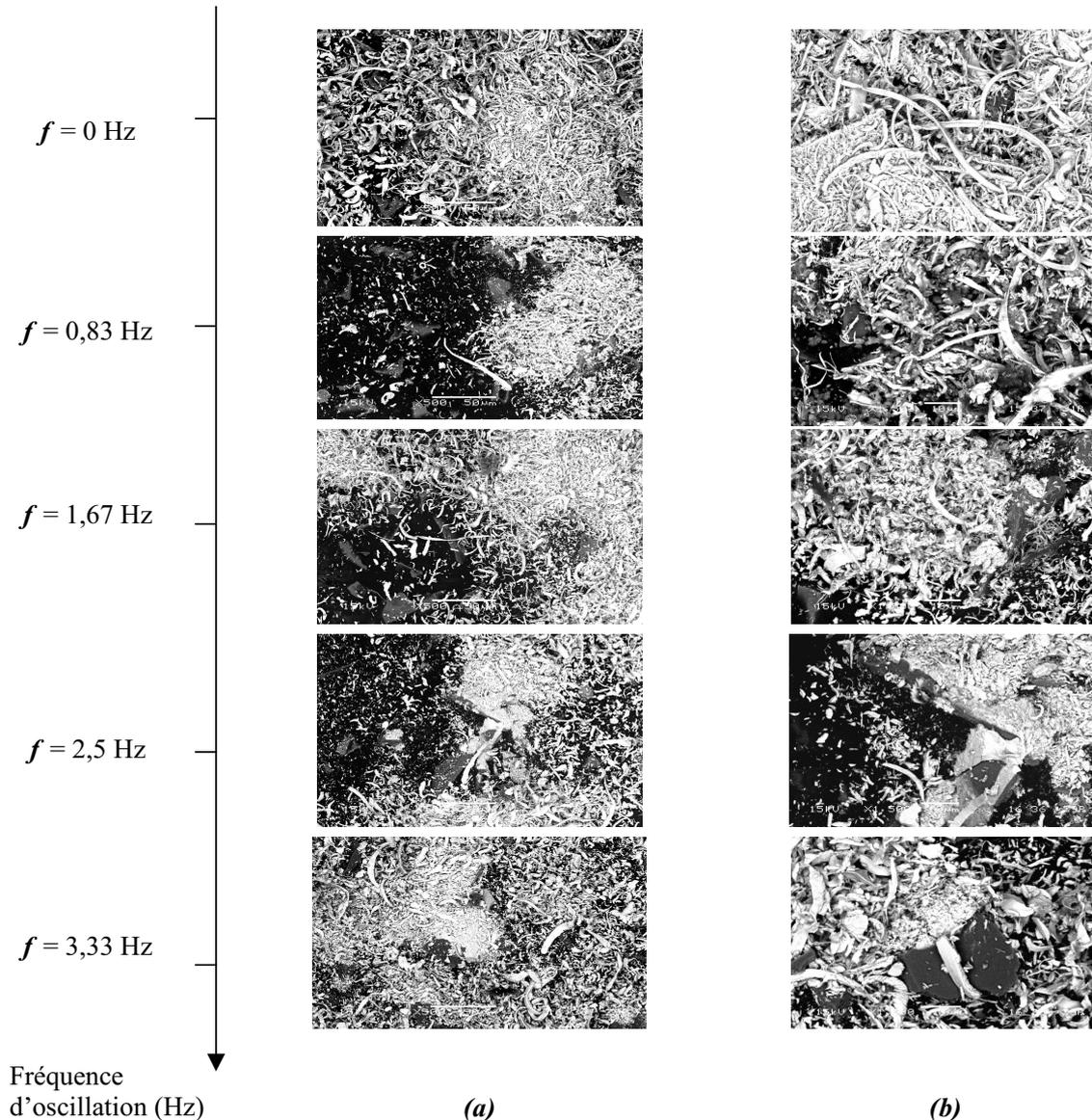


Figure 4.5 – Evolution de la couche de micro-débris transférée sur la toile abrasive en fonction de la fréquence des oscillations axiales ( $f$ ). (grossissement :  $\times 500$  a) et  $\times 1500$  b), inclinaison des observations :  $0^\circ$ ). (paramètres process :  $t_{\text{toilage}} = 9$  s,  $A = 1$  mm,  $F_s = 400$  N,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu m$ , matériau des grains abrasifs :  $Al_2O_3$ , mâchoires conventionnelles, inserts rigides, toilage à sec).

– particules broyées et agglomérées.

L'oscillation axiale de la toile implique en effet que les différents pouvoirs de coupe en bout d'un grain puissent opérer en coupe. Dans ce cas, l'influence de la fréquence d'oscillation se manifeste principalement par la prédominance de la coupe qui favorise un processus accéléré de fragmentation des micro-copeaux. Ceci résulte aussi d'un taux de

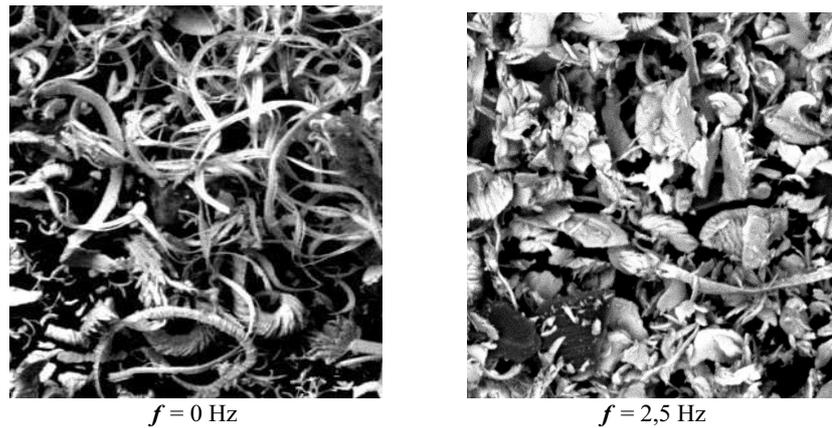


Figure 4.6 – Morphologie évolutive des micro-copeaux générés par toilage en fonction de la fréquence des oscillations ( $f$ ) (grossissement :  $\times 1500$ , inclinaison des observations :  $0^\circ$ ). (paramètres process :  $t_{\text{toilage}} = 9$  s,  $A = 1$  mm,  $F_s = 400$  N,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu\text{m}$ , mâchoires conventionnelles, inserts rigides, toilage à sec).

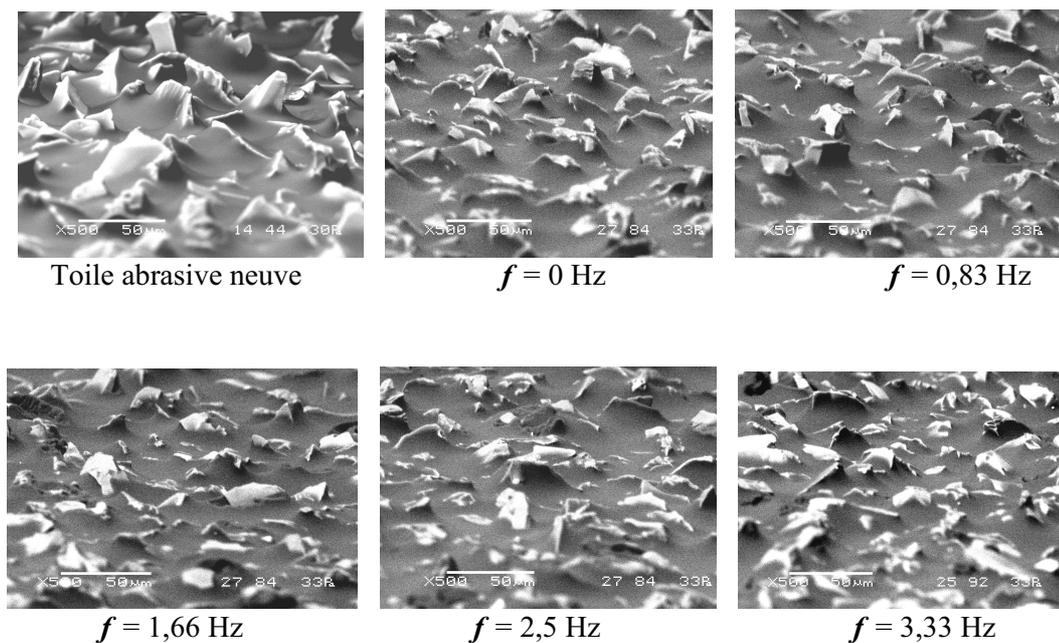


Figure 4.7 – Morphologie évolutive des grains abrasifs de la toile après nettoyage en fonction de la fréquence des oscillations ( $f$ ) (grossissement :  $\times 500$ , inclinaison des observations :  $5^\circ$ ). (paramètres process :  $t_{\text{toilage}} = 9$  s,  $A = 1$  mm,  $F_s = 400$  N,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu\text{m}$ , mâchoires conventionnelles, inserts rigides, toilage à sec).

recouvrement des arêtes coupant et d'un piégeage des débris limités par l'effet vibratoire des oscillations. Les observations microscopiques de la toile après nettoyage sont résumées

par la figure 4.7. De son analyse, la morphologie évolutive des grains d'abrasif (nouvelle angularité ou émoussage des arêtes vives) ne semble pas être affectée par l'intensité de la fréquence d'oscillation. Ce résultat confirme le rôle protecteur du paramètre d'oscillation pendant le contact répété et alterné entre la toile et la pièce. De plus, ceci justifie les performances similaires (en termes d'énergie et d'enlèvement de matière) obtenues en effectuant le toilage avec des fréquences d'oscillation différentes.

#### 4.1.2.3 Influence de la pression de contact

Les micrographies reportées en figure 4.8 montrent les structures observables sur les surfaces de la toile abrasive, après la finition de paliers en acier, en fonction de la pression de contact. Pour une faible pression, on constate que la toile prend une coloration blanchâtre caractéristique : il y a transport et logement quasi-uniforme des micro-débris d'acier dans la structure de la toile. Si l'on fait frotter la même toile sur de l'acier, à forte pression et à sec, on observe également un transport de matière sur la toile mais qui ne s'en recouvre que partiellement. La couche de transfert paraît moins uniforme et

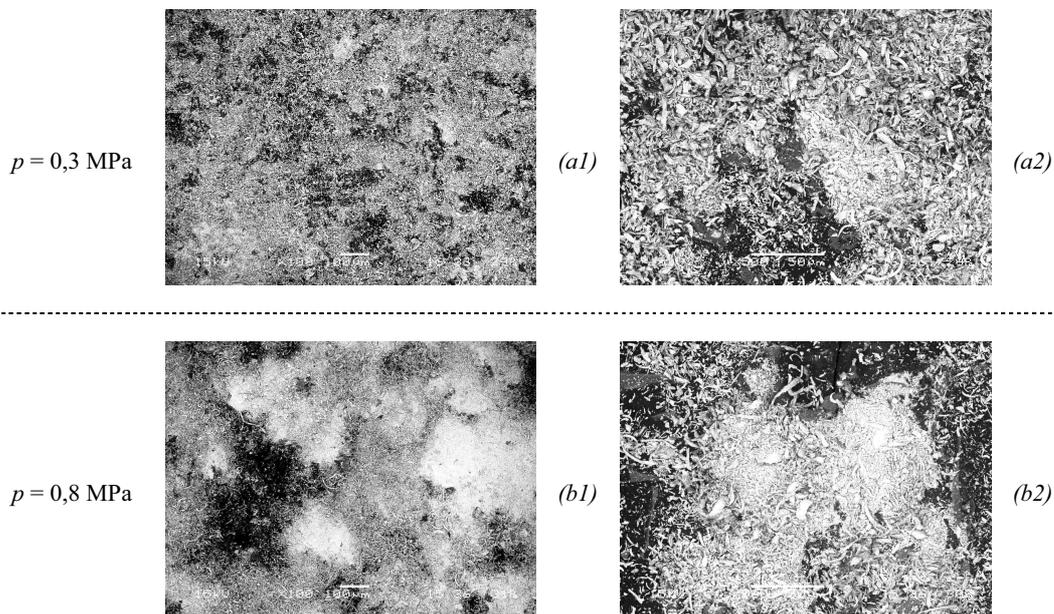


Figure 4.8 – Exemple d'accommodement, d'agglomération, de fragmentation et de logement de micro-débris dans la structure de toile en fonction de la pression de contact ( $p$ ). (grossissement :  $\times 100$ (a1) et (b1),  $\times 500$  (a2) et (b2), inclinaison des observations :  $0^\circ$ ). (paramètres process :  $t_{\text{toilage}} = 12 \text{ s}$ ,  $A = 1 \text{ mm}$ ,  $N_r = 100 \text{ tr.min}^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu\text{m}$ , mâchoires asservies, inserts souples, toilage à sec).

moins localisée : elle est caractérisée par l'alternance des zones où les micro-débris sont nombreux et très agglomérés et des zones où la structure de toile est presque nue. Il est clair que l'augmentation de la pression de contact conduit à un piégeage localisé de micro-débris fortement compactés. Ce compactage des micro-débris entraîne la formation de particules agglomérées auto-adhérentes dont l'élimination ou la recirculation est plus difficile que celle de particules libres. Ceci s'explique aussi par le fait qu'en augmentant la pression de contact, la taille moyenne des micro-copeaux primaires s'accroît (cf. figure 4.9). Par conséquent, leur mobilité dans le contact et leur évacuation de l'interface toile/pièce deviennent plus difficiles. Plus la pression est élevée, plus l'action de rétention (qui intéresse aussi les fragments des grains d'abrasif) et de conglomération sont rapides. En effet, une forte pression de contact augmente le pouvoir d'indentation des grains qui pénètrent davantage dans la surface en amplifiant la taille des micro-copeaux et en réduisant l'espacement inter-grains. En dehors de la modification de l'écoulement interne (débit interne) à forte pression, on observe le même rôle protecteur des couches de transfert. Ainsi, l'usure des grains même à forte pression, en terme de variation d'angularité et de hauteur, est très limitée. Ceci est confirmé par les micrographies de la figure 4.10 réalisées après le nettoyage de la toile abrasive : la morphologie des grains, après toilage à sec pendant 12 secondes à  $p=0,8$  MPa est tout à fait comparable à celle de la toile neuve. L'intervention de la variable pression de contact peut principalement être attribuée à l'enchaînement des

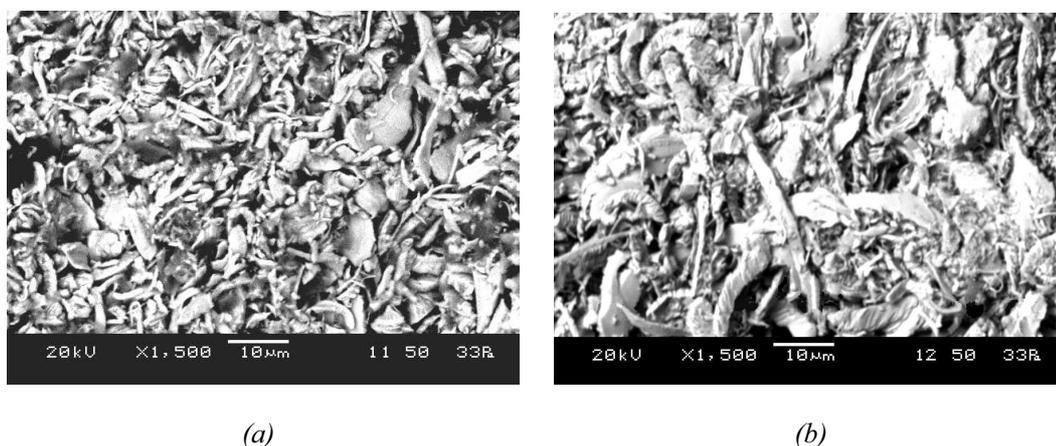
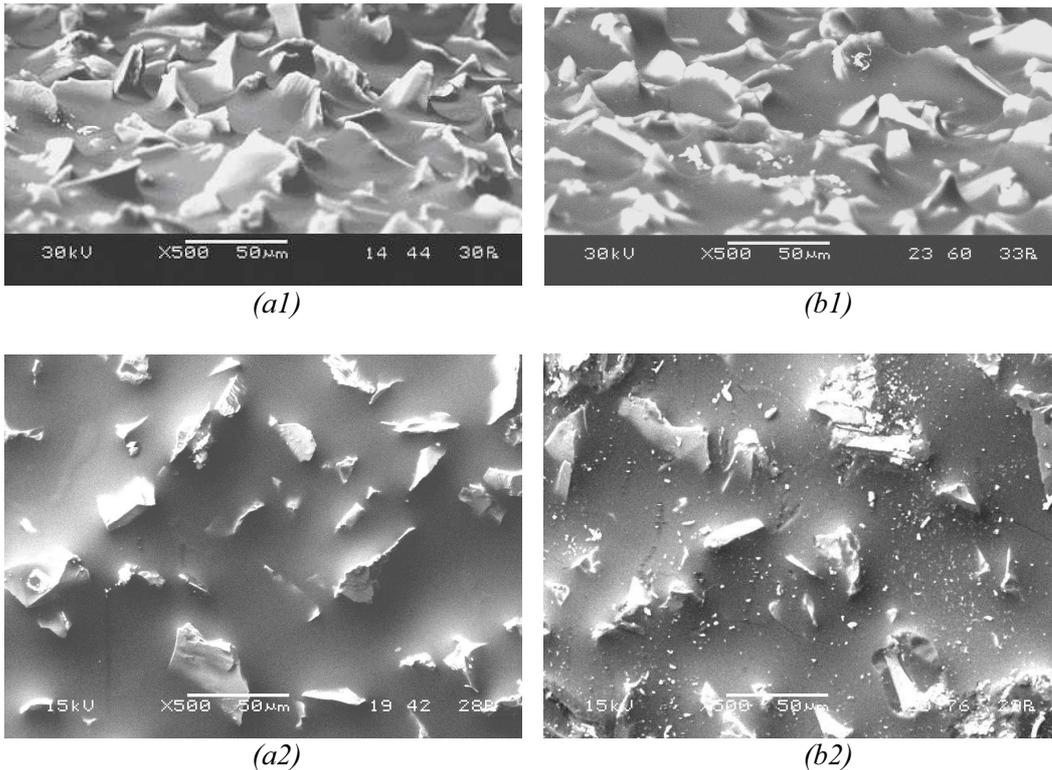


Figure 4.9 – Morphologie évolutive des micro-copeaux générés par toilage en fonction de la pression de contact ( $p$ ) :  $p=0,3$  MPa (a), et  $p=0,8$  MPa (b). (grossissement :  $\times 1500$ , inclinaison des observations :  $0^\circ$ ). (paramètres process :  $t_{toilage} = 12$  s,  $A = 1$  mm,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu m$ , matériau des grains abrasifs :  $Al_2O_3$ , mâchoires asservies, inserts souples, toilage à sec).



Structure observable de toile avant toilage      Structure observable de toile avant toilage

Figure 4.10 – Morphologie de la toile abrasive avant (a) et après (b) toilage à sec sous  $p=0,8$  MPa. (grossissement :  $\times 500$ , inclinaison des observations :  $0^\circ$  (a2 et b2) et  $5^\circ$  (a1 et b1)). (paramètres process :  $t_{\text{toilage}} = 12$  s,  $A = 1$  mm,  $N_r = 100$   $tr.min^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu\text{m}$ , matériau des grains abrasifs :  $Al_2O_3$ , mâchoires asservies, inserts souples).

phénomènes suivants :

- pour favoriser la création de micro-copeaux, par l'effet combiné de l'oscillation des grains d'abrasif et de hautes pressions, une dépense d'énergie supplémentaire est nécessaire, qui va dépendre de la taille des grains d'abrasif (taille des micro-copeaux primaires) et de leur évolution avec le temps de cycle ;
- puisque les fortes pressions engendrent l'émission d'une grande quantité de micro-copeaux, leur consommation avec les micro-débris divers, qui forment des manteaux protecteurs de la toile, se fait avec une dépense d'énergie due au frottement par cisaillement ;
- enfin, l'énergie dépensée pour mettre en déformation plastique la surface de la pièce toilée, avec et sans enlèvement de matière, dépend énormément des effets dyna-

miques du contact toile/pièce. Par exemple : le piégeage et le logement dépend simultanément de la structure de la toile, de la pression et de l'environnement vibratoire (c-à-d : oscillation des grains).

En conclusion, il existe au moins deux faits majeurs d'intervention du facteur pression :

- elle règle, de concert avec le type de mâchoire de contact et la structure de toile, (taille des grains et espacement intergranulaire), l'intervalle de temps qui fait passer le toilage de la production de rainures avec émission de micro-copeaux au sillon de déformation plastique ;
- enfin, de concert cette fois-ci avec la matière de la surface à toiler ainsi que de sa topologie initiale, la pression règle la qualité de toilage recherchée (ébauche : forte pression et finition : faible pression).

Dans le cas du toilage de la fonte GS51, les structures observables sur les pistes de frottement à sec des toiles sont similaires à celles issues du toilage d'acier. Toutefois, pour une même pression de travail, on constate que le logement des micro-copeaux et le transfert des micro-débris apparaissent uniforme sur la piste de toile avec une large quantité, souvent supérieure à celle observée dans le cas du toilage d'acier. Ceci confirme les résultats exposés au chapitre précédent, où l'épaisseur de matière enlevée était plus importante pour la fonte. Bien entendu, cette différence de comportement en toilage de fonte est liée à sa construction structurale, d'une part par la présence de graphite sous forme globulaire, mais également à sa microstructure tourmentée (matrice perlitique avec de la ferrite et de la cémentite résiduelle) qui augmente sa fragilité.

### 4.1.3 Observations et analyses des pistes de frottement avec arrosage de films abrasifs

Dans le chapitre 3, nous avons constaté que l'efficacité de la finition par toilage augmente significativement lorsqu'un arrosage liquide est appliqué. Son apport se résume en une plus grande capacité de la toile abrasive à enlever de la matière et à réduire les irrégularités superficielles du cylindre toilé. Dans le toilage à sec (cf. paragraphe 4.1.2), nous avons montré que la fonctionnalité de la toile abrasive est gouvernée principalement par les modes de recouvrement et de saturation par logement des micro-copeaux et micro-débris dans la structure de la toile. Il s'agit maintenant de préciser l'intervention du liquide de coupe sur la fonctionnalité de la toile abrasive en liaison avec les variables process.

#### 4.1.3.1 Influence de la pression de contact sur l'action d'arrosage

Compte tenu de son rôle primordial dans les processus de toilage, l'influence de cette variable a été analysée pour deux temps de cycle. La figure 4.11 reporte les micrographies des structures observables sur les pistes de frottement des toiles après nettoyage. On constate que, dans le cas d'une faible pression en présence d'arrosage, le degré d'endommagement des grains d'abrasif est très faible et varie peu avec le temps. Les amplitudes des grains diminuent de moins de 10% en terme de hauteur moyenne des sommets. Au contraire, pour une forte pression de contact, les grains présentent un émoussage avancé et une hauteur moyenne nettement réduite qui sont fonction du temps de cycle. La réduction

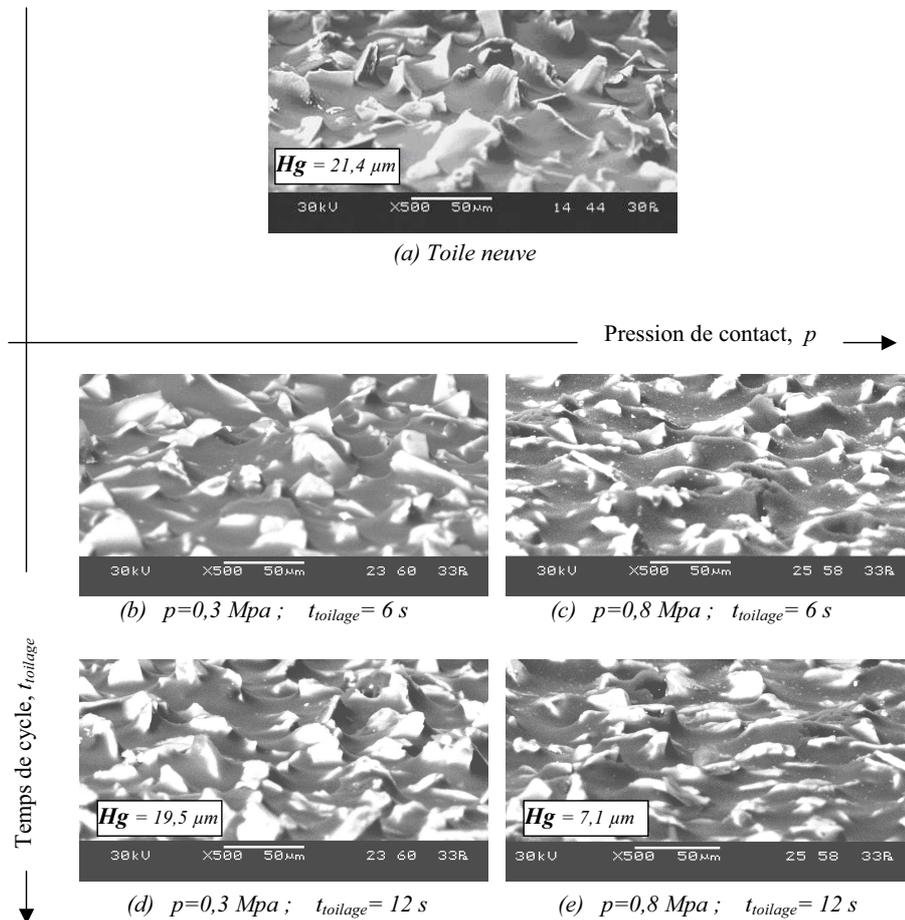


Figure 4.11 – Effets combinés de la pression ( $p$ ) et de la durée de toilage ( $t_{\text{toilage}}$ ) sur la morphologie de l'outil abrasif. (grossissement :  $\times 500$ , inclinaison des observations :  $5^\circ$ ). (paramètres process :  $A = 1 \text{ mm}$ ,  $N_r = 100 \text{ tr.min}^{-1}$ , taille des grains abrasifs :  $30 \mu\text{m}$ , matériau des grains abrasifs :  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , mâchoires asservies, inserts souples, toilage avec arrosage).

de la hauteur moyenne des sommets des grains d'abrasif est ici de plus de 60%. L'action d'arrosage conditionne *à priori* l'influence des variables pression et temps de cycle sur la fonctionnalité de la toile abrasive, en leur imposant deux limites principales que voici :

- ① La faible pression ne permet pas à la toile d'exploiter sa "typologie de régénération" due à l'arrosage (évacuation des micro-copeaux et micro-débris) : la toile ne coupe plus et le prolongement du temps de cycle ne corrige pas cette limitation. Dans ce cas, les performances du toilage avec arrosage sont similaires à celles obtenues à sec.
- ② Les fortes pressions permettent au contraire à la toile de présenter régulièrement une "typologie régénérée" à la surface avec un plus grand nombre de grains en travail. Le prolongement du temps de cycle détermine les conditions pour poursuivre ce processus suivant l'intensité de consommation de la "typologie de régénération" par arrosage.

#### 4.1.3.2 Influence de la taille des grains abrasifs sur l'action d'arrosage

Nos avons constaté (cf. paragraphe 4.1.1) que l'ampleur de l'endommagement en toilage à sec des grains d'abrasif est fortement lié à la pression appliquée et aux propriétés intrinsèques du matériau des grains d'abrasif. Les deux dépendent de la taille et de l'intégrité des grains, en effet :

- plus la granulométrie de la toile est importante, plus la densité des grains est faible et donc plus la charge agissant sur chaque grain est élevée.
- les grains d'abrasif produits selon les dispositions de la FEPA - Federation of European Producers of Abrasives-, peuvent présenter un nombre de défauts intrinsèques (porosité, micro-fractures, irrégularités cristallines, ...) qui augmente avec la taille.

En présence d'arrosage, la fonctionnalité de la toile abrasive a été d'abord qualifiée par des observations au MEB. La figure 4.12 montre les micrographies relatives aux toiles usées. On peut constater que :

- pour une pression de contact faible ( $p=0,3$  MPa), le taux d'usure est limité pour les deux granulométries testées ; pour une pression supérieure ( $p=0,8$  MPa), l'usure augmente avec la granulométrie.
- les processus d'usure des grains paraissent être similaires : on distingue un émoussage et un aplanissement significatifs des grains d'abrasif et ce, indépendamment de la taille des grains.

Pour bien préciser le rôle de la présence du liquide de coupe et mieux atteindre son ordre d'intervention sur les deux effets qui se superposent (pression et granulométrie), nous avons recherché à quantifier l'endommagement des grains d'abrasif. Les courbes reportées

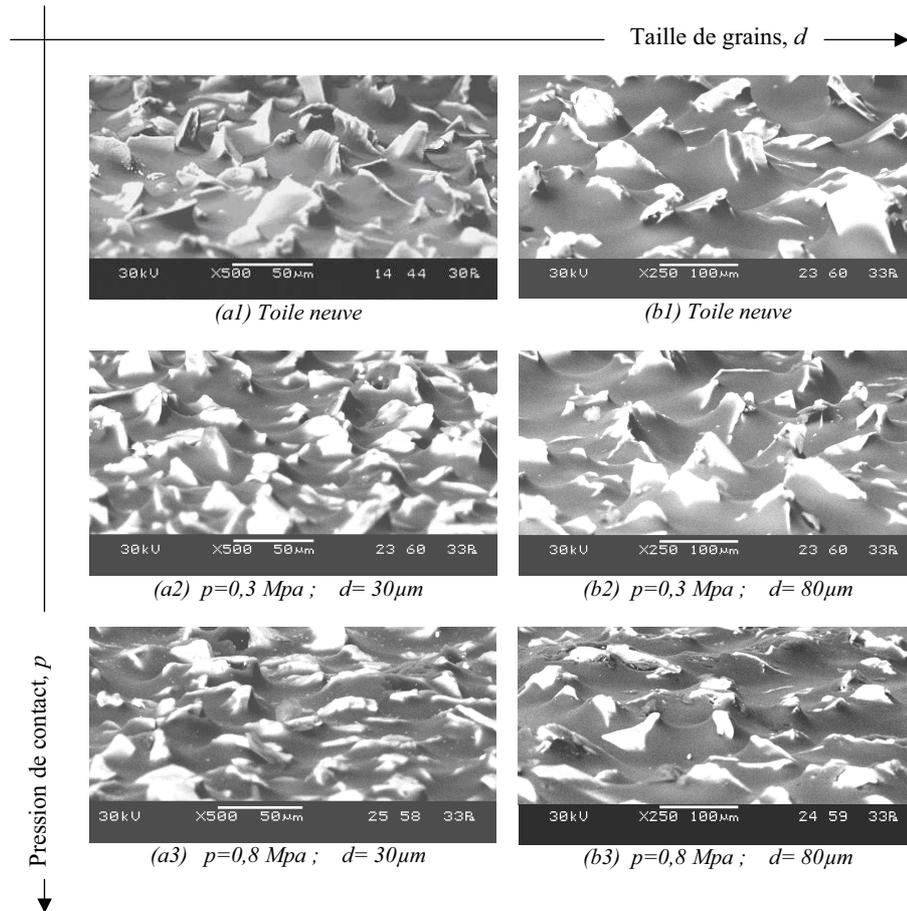


Figure 4.12 – Evolution comparée après toilage d'acier de la morphologie de la toile abrasive en fonction de la pression de contact ( $p$ ) et de la granulométrie ( $d$ ). (grossissement :  $\times 500$ , inclinaison des observations :  $5^\circ$ ). (paramètres process :  $A = 1 \text{ mm}$ ,  $N_r = 100 \text{ tr.min}^{-1}$ ,  $t_{\text{toilage}} = 12 \text{ s}$ , matériau des grains abrasifs :  $\text{Al}_2\text{O}_3$ , mâchoires asservies, inserts souples, toilage avec arrosage).

dans la figure 4.13 donnent l'évolution de l'usure des grains, paramétrée par la hauteur moyenne de leur sommet, en fonction de la granulométrie et ce, pour deux pressions de contact. Avec cette notion de la hauteur moyenne des sommets des grains d'abrasif, il apparaît donc clairement que :

- Pour des faibles granulométries ( $d < 20 \mu\text{m}$ ), la présence du liquide de coupe n'a pour effet que d'amoiner les écarts d'usure des grains en liaison avec la pression exercée ;
- Avec des gros grains, l'arrosage accroît le taux de coupe notamment à forte pression où l'usure des grains d'abrasif est trop important ;
- En présence d'arrosage, les amplitudes des grains diminuent de plus de 80% à forte

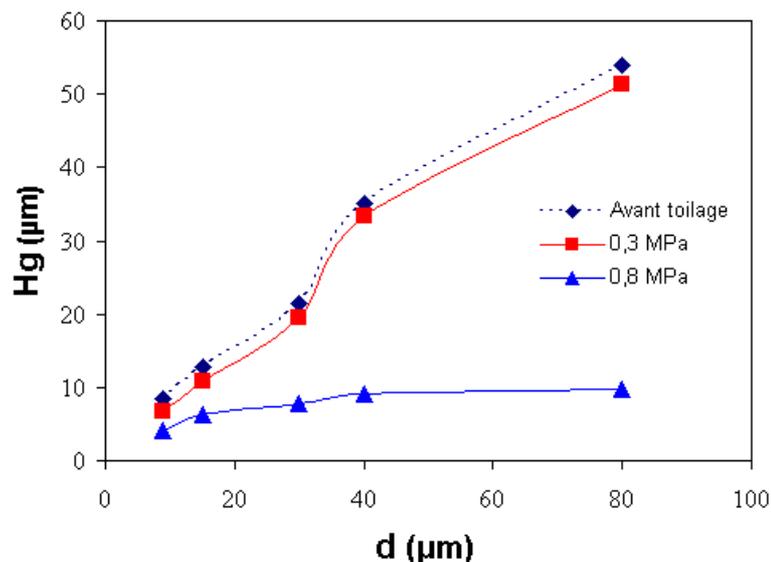


Figure 4.13 – Courbes donnant la variation de la hauteur moyenne de grains ( $H_g$ ) en fonction de la granulométrie ( $d$ ) pour deux pressions de travail en toilage d'acier avec arrosage.

pression alors que la fonctionnalité de la toile ne chute que faiblement : il y a seulement usure et fractionnement des grains d'abrasif qui restent en position dans la matrice du film (liant).

Ces considérations faites dans le cas de toilage d'une surface en acier restent valides pour celles en fonte. On peut affirmer que, en ce qui concerne l'usure de la toile abrasive dans le cas de finition avec arrosage, l'effet matériau est négligeable. La seule différence majeure concerne un écart d'usure significatif des grains dans le cas de toilage de fonte, même à faible pression. En effet, la comparaison entre les figure 4.13 et 4.14 montre que les grains d'abrasif sont endommagés davantage (c-à-d : réduction supérieure de la hauteur moyenne  $H_g$ ) dans le cas d'une contreface en fonte. Ceci s'explique par l'influence de l'élément structural d'addition présent dans la fonte GS sous forme sphéroïdal, matérialisé par des concentrations localisées de nodules. En effet, la surface de fonte après rectification présente des nodules recouverts de bavures "manteaux de tôle" [18]. L'action des grains d'abrasif en toilage de fonte va en partie servir à enlever ces bavures en manteaux de rectification situées sur les nodules de surface. Bien entendu ce processus va générer une usure plus élevée dans le cas de la fonte, notamment à faible pression. On verra ce phénomène plus loin lorsqu'on présentera l'analyse des surfaces toilées en fonte GS.

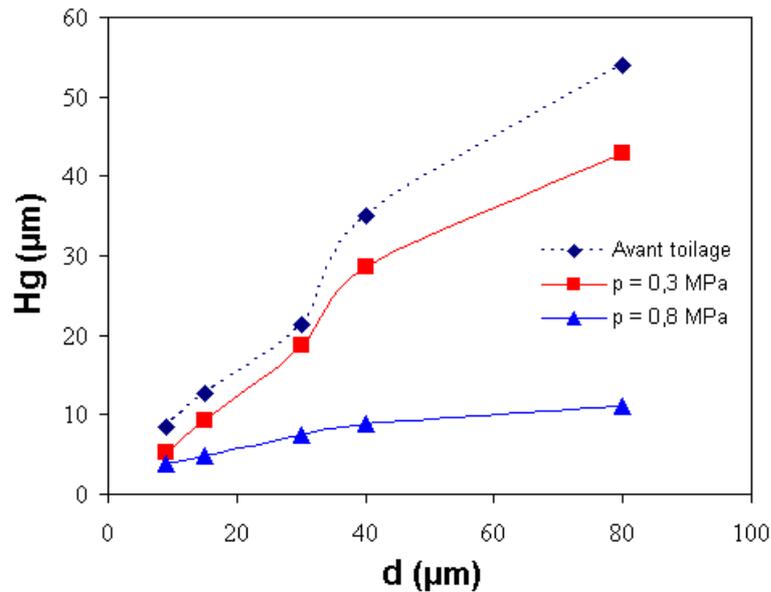


Figure 4.14 – Courbes donnant la variation de la hauteur moyenne de grains ( $H_g$ ) en fonction de la granulométrie ( $d$ ) pour deux pressions de travail en toilage de fonte GS avec arrosage.

## 4.2 État de la surface usinée comme signature du process

Les surfaces des portées cylindriques (par exemple : paliers de vilebrequins) sont finies par succession d'étapes de toilage, agissant à des niveaux d'échelles différents, afin de générer des surfaces ayant des caractéristiques topographiques nécessaires au respect du besoin fonctionnel. La mesure des propriétés mécaniques et morphologiques de ces surfaces contient ainsi la signature des process successifs de leur genèse.

Notre objectif dans ce paragraphe est d'établir des corrélations entre les variations de l'état mécanique puis topographique des surfaces observées après toilage afin d'identifier la signature du process (c-à-d : sa fonction de transfert).

### 4.2.1 Evolution des propriétés mécaniques de surface

Pour caractériser la variation de l'état mécanique de surface, la mesure de dureté a été retenue. Ceci parce qu'elle est une grandeur physique facilement accessible et dont la mesure est relativement simple et normalisée. Par ailleurs, cette grandeur apparaît dans la plupart des formulations et modèles d'abrasion (à commencer par la loi normative d'Archard [40]).

La dureté superficielle des paliers cylindriques a été mesurée systématiquement avant et après les tests de toilage : l'objectif principal a été d'évaluer le degré d'érouissage des surfaces dû aux déformations plastiques générées par l'action des grains d'abrasif. La mesure de la dureté a été réalisée d'abord à l'échelle macro. La figure 4.15 reporte les variations de la dureté avant et après toilage des paliers en acier (des résultats similaires ont été obtenus pour les paliers en fonte) en présence de liquide de coupe. Les valeurs reportées dans la figure 4.15 représentent les moyennes de 24 indentations (sous une charge de 30 kg) réparties sur huit génératrices de deux paliers toilés dans les mêmes conditions. Compte tenu de l'étendue de l'incertitude de mesure (de l'ordre de  $\pm 1$  HRc), on peut constater que les valeurs de la macro-dureté avant et après toilage sont tout à fait comparables. Cette apparente stabilité, validée par une analyse statistique (test d'Aspin Welch), peut occulter une variation de dureté superficielle limitée à une très faible profondeur. Pour mieux évaluer l'épaisseur des couches en subsurface affectées par le toilage, les mêmes paliers ont fait l'objet des mesures de micro-dureté où la profondeur d'indentation (pour une charge de 1 kg) est de l'ordre de quelques dizaines de micromètres. La mesure de la micro-dureté n'a pas pu être réalisée sur les mêmes surfaces avant toilage du fait d'une rugosité trop élevée. Pour contourner cette difficulté, la modification de la dureté superficielle a été évaluée par la comparaison de la micro-dureté de toilage avec la macro-dureté de rectification. La fiabilité de cette comparaison a été vérifiée en constatant que des valeurs tout à fait comparables de la micro et macro-dureté ont été obtenues à proximité de l'axe de révolution du palier où le matériau présente la même résistance à l'indentation. Les figures 4.16 et 4.17 représentent les variations de la dureté superficielle relatives aux tests de finition réalisés sur des paliers respectivement en acier et en fonte selon des combinaisons différentes du temps du cycle  $t_{toilage}$  et de la pression de contact

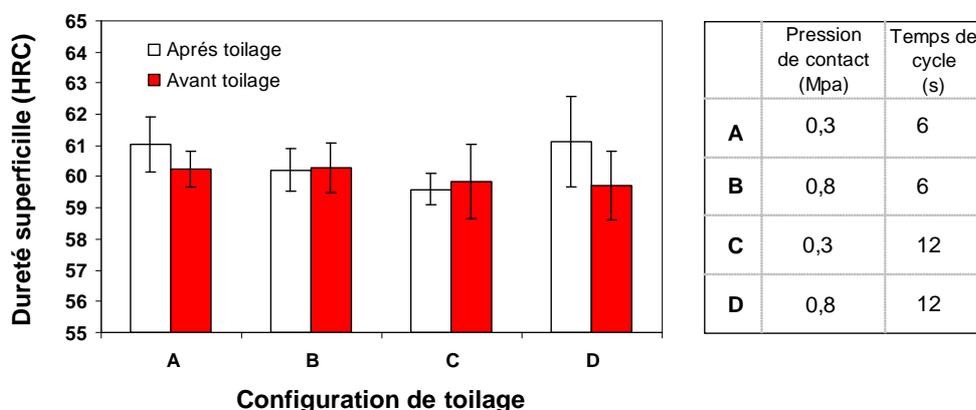


Figure 4.15 – Macro-dureté superficielle mesurée avant et après toilage des paliers en acier.

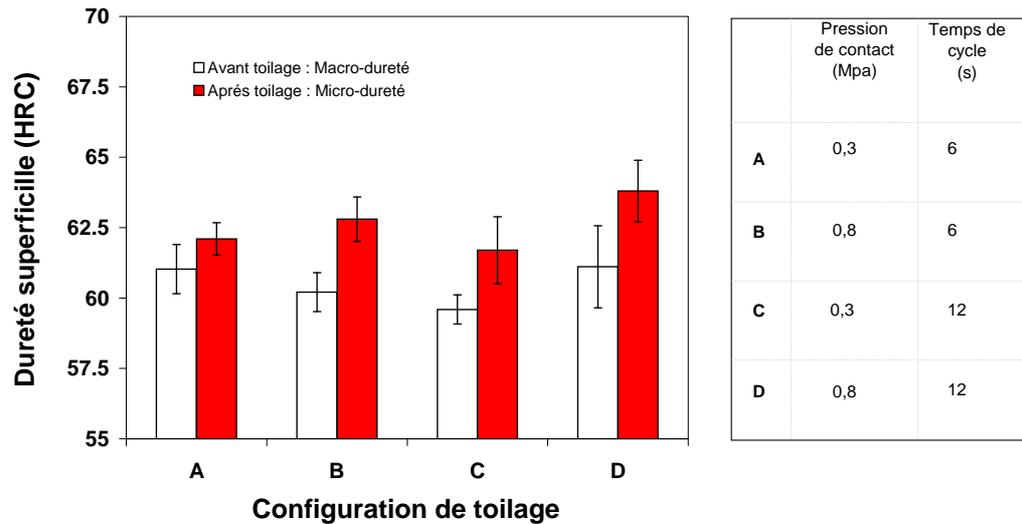


Figure 4.16 – Comparaison des duretés *Macro* et *Micro* mesurées respectivement avant et après toilage (cc

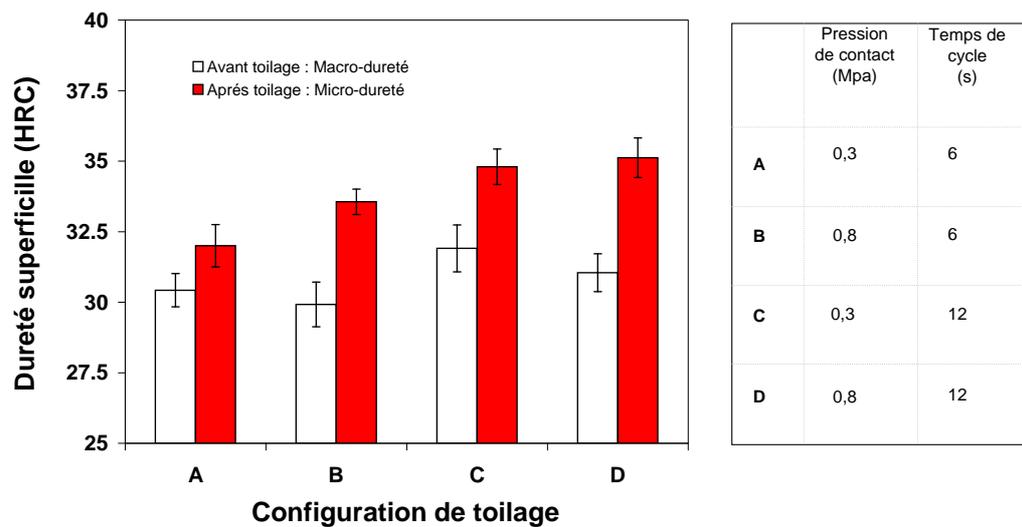


Figure 4.17 – Comparaison dureté *Macro* et *Micro* mesurées respectivement avant et après toilage (contreface en fonte) pour 4 configurations de paramètres process.

$p$ , notées A, B, C et D (cf. figure 4.16). Les résultats montrent :

- une augmentation de dureté, de l'ordre de 4% pour l'acier et de 10% pour la fonte, est introduite par l'opération de toilage ;
- cette augmentation ne dépend pas significativement ni de la valeur du temps de cycle, ni de celle de la pression de contact.

Afin de quantifier la profondeur affectée par l'augmentation de dureté, des filiations de micro-indentations ont été réalisées dans le sens radial sous la surface toilée. Les valeurs

de la micro-dureté obtenues sont présentées en figure 4.18 pour les paliers en acier, et en figure 4.19 pour les paliers en fonte. Notons tout d'abord que les indentations n'ont pas pu être effectuées à une distance inférieure à  $10\ \mu\text{m}$  de la surface toilée. Pour les paliers en acier, la valeur de la dureté ne varie pas après toilage pour des profondeurs supérieures à  $10\ \mu\text{m}$ . Dans ce cas, l'existence ou non d'une couche écrouie d'une épaisseur plus faible n'a pu être mise en évidence. Par contre, dans le cas de paliers en fonte, une augmentation de la micro-dureté est visible à proximité de la surface, jusqu'à une profondeur de  $14\ \mu\text{m}$ .

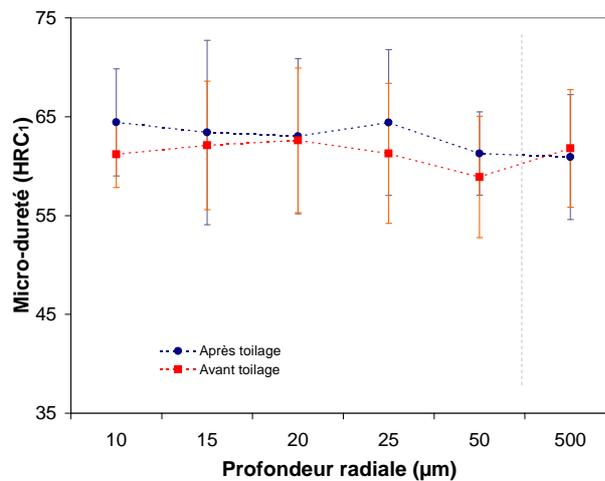


Figure 4.18 – Valeurs de la micro-dureté en fonction de la distance de la surface usinée du palier (contreface en acier, configuration de toilage "D").

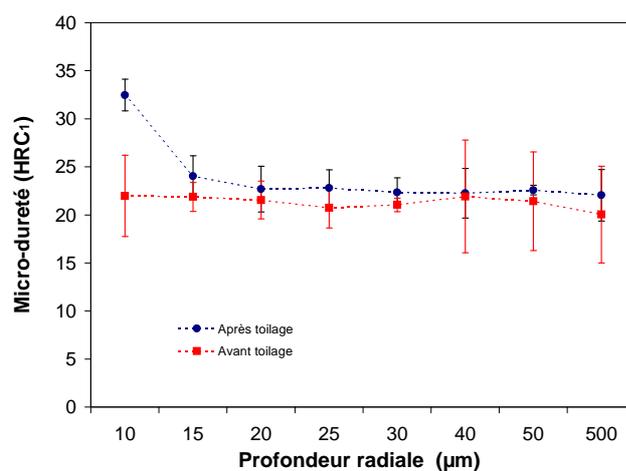


Figure 4.19 – Valeurs de la micro-dureté en fonction de la distance de la surface usinée du palier (contreface en fonte, configuration de toilage "D").

La même procédure de filiation a été réalisée pour les autres configurations de toilage décrites dans chapitre 3 : il ressort qu'en général, la profondeur écrouie augmente avec la quantité de matière enlevée. Compte tenu que les figures 4.16 et 4.17 sont relatives à une opération de toilage arrosé dans la configuration "D" qui maximise l'enlèvement de matière ( $t_{\text{toilage}}=12$  s,  $p = 0,8$  MPa et  $d=80$   $\mu\text{m}$ ), on peut supposer ici que l'épaisseur écrouie maximale obtenue est d'environ  $15$   $\mu\text{m}$ . Pour valider cette hypothèse, et comme l'usinage à l'abrasif introduit en surface des précontraintes, la mesure des contraintes résiduelles a été effectuée. Les figures 4.20 et 4.21 montrent l'évolution de cette mesure, selon la tangente à la directrice des paliers en acier et en fonte, en fonction de la profondeur radiale de filiation.

Dans le cas d'une contreface en fonte (cf. figure 4.21), on retrouve une profondeur de l'épaisseur écrouie d'environ  $15$   $\mu\text{m}$ . Dans le cas d'une contreface en acier (cf. figure 4.20) on confirme une épaisseur très fine, de l'ordre de quelques micromètre, non accessible par la mesure de micro-dureté.

De cette analyse on peut déduire que le procédé de toilage produit un écrouissage superficiel dont la profondeur dépend de la dureté initiale de la surface et de la sévérité des conditions de toilage. L'augmentation de la dureté générée par l'écrouissage est toutefois limitée (10% au maximum). Ceci implique que :

- le toilage ne peut pas remplacer les procédés de traitement superficiel visant des augmentations de la dureté de l'ordre de 50 à 100% (ex : traitement thermique par

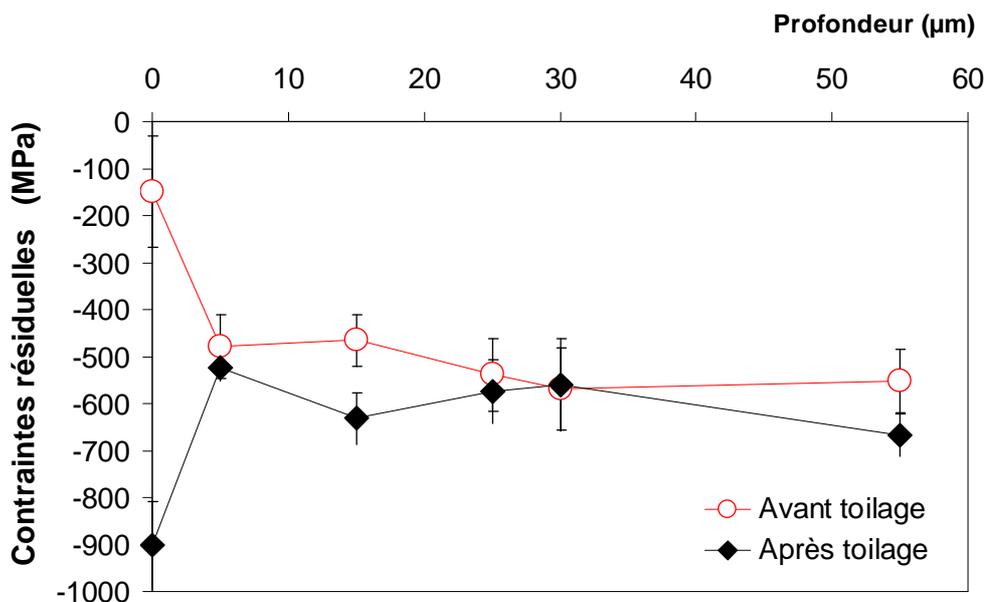


Figure 4.20 – Evolution des contraintes résiduelles sur des paliers en acier.

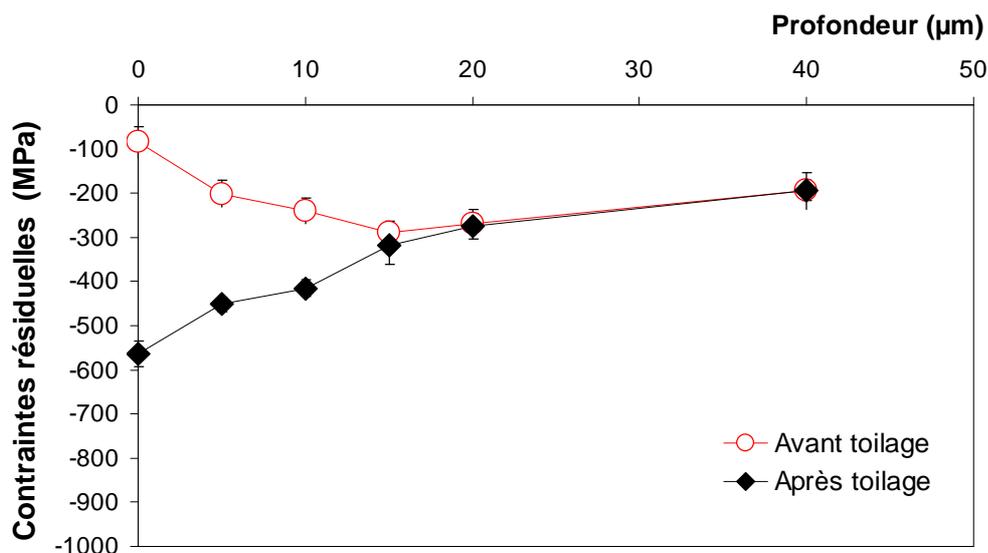


Figure 4.21 – Evolution des contraintes résiduelles sur des paliers en fonte.

induction dans le cas des paliers aciers) ;

- la variation des performances de toilage (par exemple : l'épaisseur de matière enlevée) ne semble pas découler de transformation physique ou chimique de la surface usinée mais plutôt de déformations plastiques d'érouissage.
- le toilage permet le renforcement des caractéristiques mécaniques du matériau (en surface) où règnent des tensions de compression maximale. L'intensité de ces contraintes résiduelles qui résultent de l'action différenciée de l'écoulement plastique dépend de la nature du matériau et de l'épaisseur de la couche écrouie (c-à-d : conditions de toilage). Le pourcentage d'augmentation des contraintes résiduelles est maximal en surface et décroît rapidement dès qu'on s'éloigne de la zone écrouie. Cette décroissance est plus rapide dans le cas de l'acier.

#### 4.2.2 Evolution des caractéristiques topographiques de surface

L'analyse de l'outil abrasif nous a permis d'éclaircir les influences de certaines variables process sur les propriétés macro et micro-géométriques des paliers cylindriques, donc une meilleure évaluation des performances de la finition par toile abrasive. Cette évaluation est ici complétée par des expertises de retour d'essai des surfaces toilées visant l'identification :

- des changements topographiques des surfaces affectant l'efficacité du process ;
- des configurations de toilage optimales pour atteindre les caractéristiques superficielles recherchées. Ces expertises consistent essentiellement en des observations au MEB et en une analyse de la morphologie de surface en fonte GS.

#### 4.2.2.1 Caractérisation de l'état des surfaces toilées à l'aide des observations au MEB

Les micrographies des surfaces ont été réalisées sur deux génératrices à 180° en observant simultanément la partie toilée et non toilée de chaque palier analysé (cf. figure 2.15). L'analyse des surfaces a été effectuée sur deux aspects : l'allure circonférentielle (arrangement des stries de toilage sur la surface), la forme des micro-rayures superficielles (différences des profils des stries) en relation avec l'homogénéité topographique des stries d'abrasion sur la surface dans les sens axial et radial du palier.

##### ① Allures circonférentielles des micro-rayures superficielles

Le plus clair pour les introduire est de présenter les aspects types des surfaces de rectification et leur modification par toilage. En nous reportant à la figure 4.22, il est clair que les traits d'usinage par toilage montrent une différence par rapport à ceux de rectification. Mais on peut déjà avancer que la rectification et le toilage

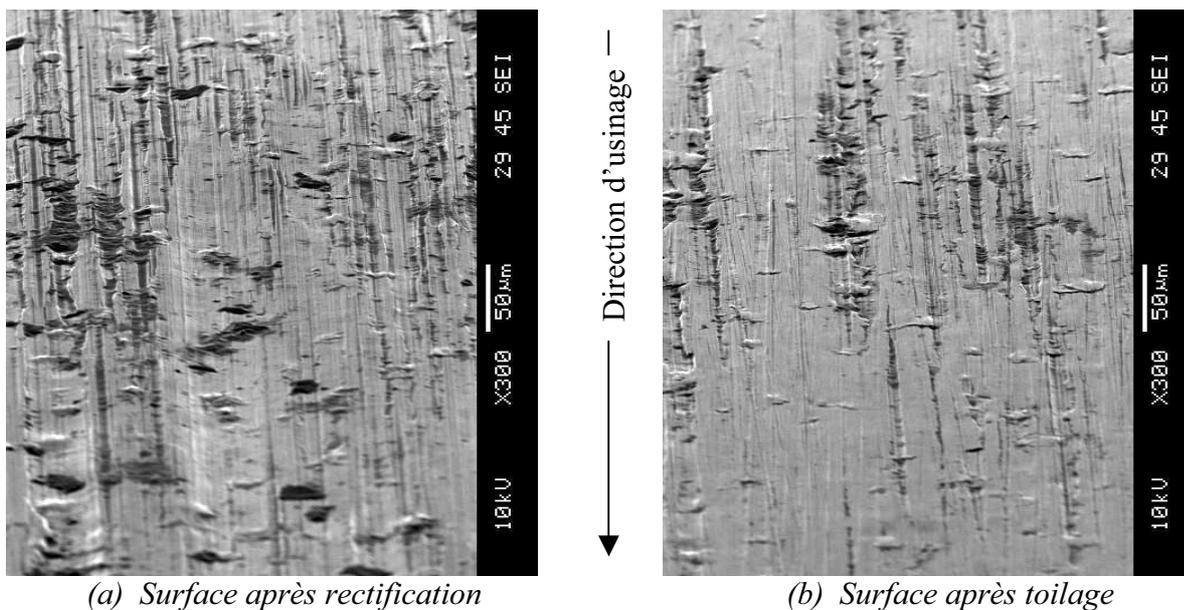


Figure 4.22 – Aspects typiques des structures observables sur une surface de fonte rectifiée et ensuite toilée.

- (a) Traces de microsillons de labourage laissées par l'outil meule jalonnées par des zones de détachement de micro-copeaux.
- (b) Traces de micro-rayures laissées par les grains orientés de l'outil toile avec interférences de microsillons de rectification.

agissent dans le sens de la complémentarité. Celle-ci comprend en effet les éléments suivants :

- La rectification donne un aspect de surface avec des traits d’usinage, perpendiculaires aux génératrices, trop marqués et jalonnés par des arrachement de matière et des zones de détachement de micro-copeaux. Ceci se traduit par un état de surface qui n’est pas trop soigné. Précisons ici que la rectification cylindrique agit après une ébauche usinée au tour qui a laissé une sur-épaisseur ;
- Le toilage agit après la rectification en apportant ses qualités de coupe en orientant les grains d’abrasif pour qu’ils présentent de faibles angles de coupe (négatifs ou positifs). Ainsi, les traits d’usinage par toilage sont moins marqués et caractérisés par une majorité de rayures de micro-coupe. Il y a donc une meilleure régularité de la qualité microgéométrique.

### ② Forme des micro-rayures superficielles

Dans le cas de l’usinage à l’abrasif de fonte à graphite sphéroïdal, les grains de la meule de rectification pressent la perlite pour fermer les nodules de graphite qui débouchent en surface. Il y a formation de bavures en manteaux posé sur les nodules en surface et la fonte perd alors ses caractéristiques fonctionnelles. Comment le toilage permet-il d’obtenir avec des grains d’abrasif orientés, des nodules de graphite sans bavures de surface ? L’analyse de cette question relative à la compréhension de l’intervention de toilage dans l’évacuation des bavures de perlite, qui on été poussées par labourage en rectification, a amené à classer l’usinage par film abrasif en fonction :

- de la présence ou non d’arrosage, c’est à dire de son pouvoir de travailler en coupe ;
- de son aptitude plus ou moins prononcée à vider la surface de toute bavure, c’est à dire le pouvoir de pénétration des grains dans la surface usinée.

En raison de la faible taille des nodules de graphite, il faut prendre un petit élément de surface pur examiner l’intervention du film abrasif : c’est cette technique qui a été utilisée. La figure 4.23 montre ce qu’est devenu l’aspect de surface rectifié de fonte GS après toilage à sec. Dans ce cas, les grains de la bande abrasive élimine partiellement les bavures en surface. Mais ils n’ont pas la meilleure opportunité d’enlever le reste des manteaux et des bavures aux sommets, le long des stries de rectification, persistent. Ceci peut être vérifié par le calcul du pourcentage portant en fonte GS après toilage, quantifié par les critères de portance  $Rk$  et  $Rvk$ . On observe en effet que le toilage favorise l’écèlement des pics en surface (réduction significative de  $Rk$ ) alors que le critère  $Rvk$  n’évolue pas ou peu après toilage, même à forte pression (cf. figure 4.24).

Lorsque l’action de toilage s’opère en présence d’arrosage avec un taux d’enlèvement

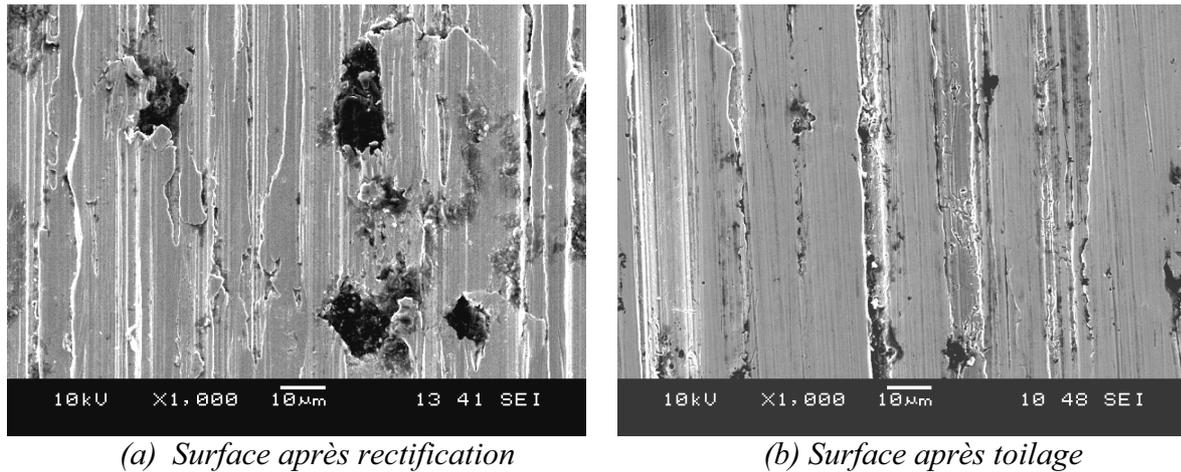


Figure 4.23 – Formation de manteaux de rectification et leur évacuation après toilage (microtopologie spécifique au toilage à sec).

- (a) Prolongement des microsillons de labourage interrompue par de nodules débouchant partiellement recouverts par des manteaux de tôle.
- (b) Micro-rayures de coupe avec élimination des manteaux latéraux et présence partielle de bavures longitudinales.

de matière important (forte pression), l'évacuation des bavures augmente et les microsillons de rectification s'éliminent (cf. fig 4.25). Les traits d'usinage présentent de nouvelles micro-rayures de coupe caractérisées par des largeurs et des profondeurs inférieures à celles produites par rectification. Les valeurs de  $Rvk$  (cf figure 4.26), caractérisant les vallées de rugosité, diminuent notamment sous l'effort de pression. Ce résultat, à première réflexion, est pour le moins surprenant car plus l'élimination des manteaux de nodules est grande, plus la valeur du  $Rvk$  est forte. Mais ceci est lié à la difficulté de traitement de la courbe de portance d'un profil de fonte GS avec trous de nodules ouverts par toilage. De plus, les paramètres  $Rpk$ ,  $Rk$  et  $Rvk$  sont moins sensibles aux pics et aux creux que les paramètres  $Cr$ ,  $Cf$  et  $Cl$  [7]. En dehors de ces considérations métrologiques, le toilage de fonte GS en liaison avec des variables process adéquats permet de réaliser à la fois un aspect de surface sans bavures avec une typologie de surface très fine (cf. figure 4.27).

#### 4.2.2.2 Analyse multi-échelles de la morphologie de surface toillée

Dans la section précédente, la tentative de discrimination des typologies de surfaces en fonte GS issues de toilage par certains critères usuels de caractérisation ( $Ra$ ,  $Rk$ ,  $Rvk$ , ...)

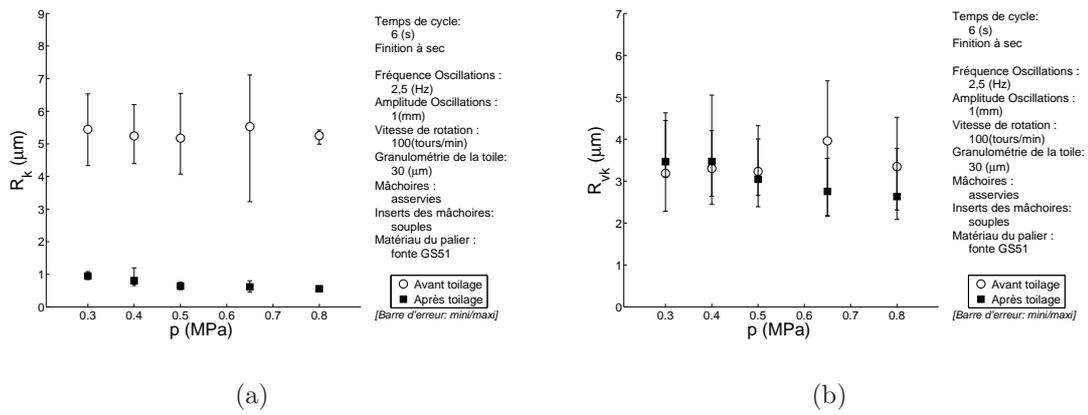


Figure 4.24 – Evolution des paramètres de portance ( $Rk$ ) et ( $Rvk$ ) (respectivement a et b) en fonction de la pression ( $p$ ) dans le cas de toilage à sec de fonte GS.

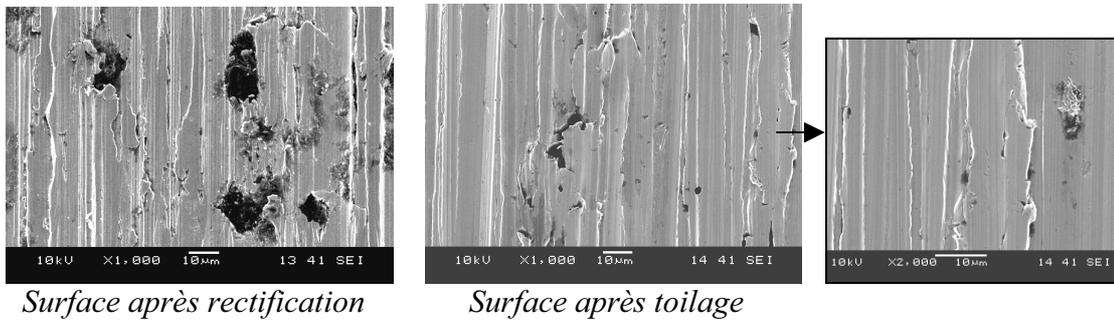


Figure 4.25 – Aspect de surface en fonte GS dans le cas du fort pouvoir abrasif de toiles.

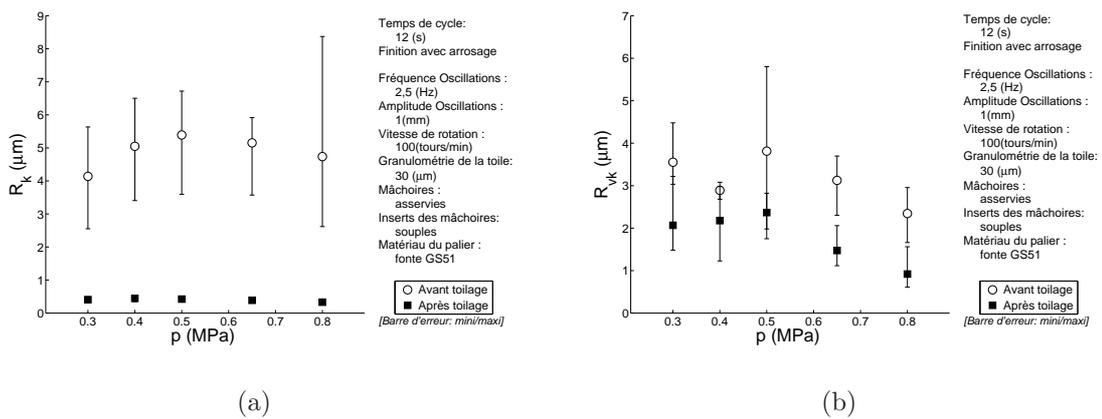


Figure 4.26 – Evolution des paramètres de portance ( $Rk$ ) et ( $Rvk$ ) (respectivement a et b) avant et après toilage avec arrosage de fonte GS en fonction de la pression ( $p$ ).

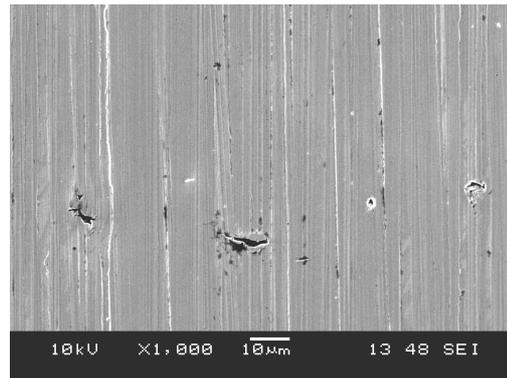


Figure 4.27 – Aspect de la surface toilée en fonte GS présentant une micro-topologie fine.

s'est avérée insuffisante voire infructueuse. Ce problème devient particulièrement important lorsque ces critères de rugosité 2D sont utilisés comme une mesure de la qualité fonctionnelle d'une surface, telle c'est le cas ici. De plus, les différentes approches de caractérisation définies dans des normes internationales sont des approches globales et ne préconisent aucune méthodologie de caractérisation tridimensionnelle multi-échelle des surfaces [41]. Aussi, l'extension des méthodes 2D normalisées (statistique, spectrale) au cas tridimensionnelle s'avère insuffisante d'où le besoin de fournir une description plus précise et plus complète de la qualité et des propriétés géométriques de ces surfaces. La transformation de Fourier, par exemple, est un outil majeur dans l'analyse du signal. En effet, une description fréquentielle est souvent plus " lisible " que la description spatiale et est un complément remarquable à la seule description spatiale. Elle décompose, de façon canonique, le signal en combinaisons linéaires d'ondes élémentaires. Cette transformation permet de décrire la répartition des composantes fréquentielles du signal sans nous renseigner sur les endroits de l'apparition de celles-ci. Les renseignements fréquentiels ainsi obtenus le sont au détriment de la description spatiale explicite du signal. Cette méthode ne convient donc pas à tous les types de signaux, notamment des signaux non stationnaires tels que les signaux topographiques. Elle est aussi insuffisante pour mettre en évidence les caractéristiques évolutives du signal. Et ni la description spatiale ni la description fréquentielle seules ne permettent de décrire l'évolution spatiale du contenu spectral d'un signal. Une autre description est donc nécessaire, combinant les deux descriptions : la représentation "temps-fréquence". L'analyse par ondelettes continues [42, 43] permet ce type de représentation au même titre que l'analyse de Gabor, mais au lieu d'avoir pour principe d'utiliser des fenêtres qui se translatent et qui sont modulées en fréquence, elle est basée sur l'utilisation de fenêtres qui se translatent et qui changent d'échelle. Cette notion d'échelle, qui remplace la notion de fréquence est bien plus riche et plus réaliste car elle

recouvre à la fois une notion de taille variable et une notion de fréquence. L'analyse par ondelettes est donc une analyse espace/échelle plutôt qu'une analyse espace/fréquence. Le principe est basé sur l'utilisation des fenêtres d'analyse de tailles variables, ce qui permet d'effectuer une étude multi résolution des données de la surface, et quantifier localement les différentes composantes fréquentielles de l'image topographique de la surface. On examine ces données à résolution grossière à l'aide d'ondelettes larges et avec un petit nombre de coefficients. Par contre, à une grande résolution, on utilise un grand nombre de petites ondelettes qui permettent une analyse plus fine. Par analogie, l'analyse par ondelettes est équivalente à l'observation par un microscope optique, dont les grossissements des objectifs sont les ondelettes analysantes à différentes largeurs ou échelles. La compression des ondelettes analysantes, accroît le grossissement du microscope numérique, et révèle les détails de plus en plus fins. En fonction de la résolution d'analyse, on peut séparer et visualiser toutes les échelles superposées dans une image topographique. Par rapport à une analyse de Fourier à court terme, l'analyse par ondelettes a une meilleure résolution spatiale dans le domaine des hautes fréquences, grâce aux propriétés de contraction des ondelettes et à l'échantillonnage des longueurs d'onde. L'analyse espace-échelle ainsi obtenue se révèle alors mieux adaptée aux caractéristiques des signaux naturels et à notre façon de les percevoir. Il s'agit alors, à partir de cette description multi-échelle par ondelettes, d'introduire de nouveaux paramètres permettant de caractériser les topographies des surfaces de portées cylindriques après toilage. Voici ci-après quelques résultats qualitatifs qui illustrent l'intérêt de cette approche dans la précision de l'intervention des variables process en toilage sur l'état de surface. Les figures 4.28 et 4.29 montrent respectivement les effets de la pression de contact et de l'arrosage. La présence du liquide de coupe permet d'atteindre sur toutes les échelles une réduction de la rugosité supérieure au cas du toilage à sec. Sous l'effet de la pression de contact, on constate que son augmentation améliore sensiblement l'état superficielle de la pièce. Cette amélioration se manifeste sur le spectre entier de rugosité. Par ailleurs, cette description multi-échelle permet de discriminer l'effet de la variable pression en liaison avec les conditions de toilage. On note ainsi que la pression optimale en terme de réduction de rugosité est réalisée avec arrosage sous une pression de travail de 0,65 MPa. La figure 4.30 montre les influences de la taille des grains sur l'atténuation des valeurs des rugosité à forte pression. On peut constater que là aussi que :

- la granulométrie de 30  $\mu\text{m}$  est la taille optimale des grains d'abrasif car elle permet d'atteindre la meilleure atténuation de rugosité (plus de 80%) avec une stabilité sur toutes les échelles considérées ;

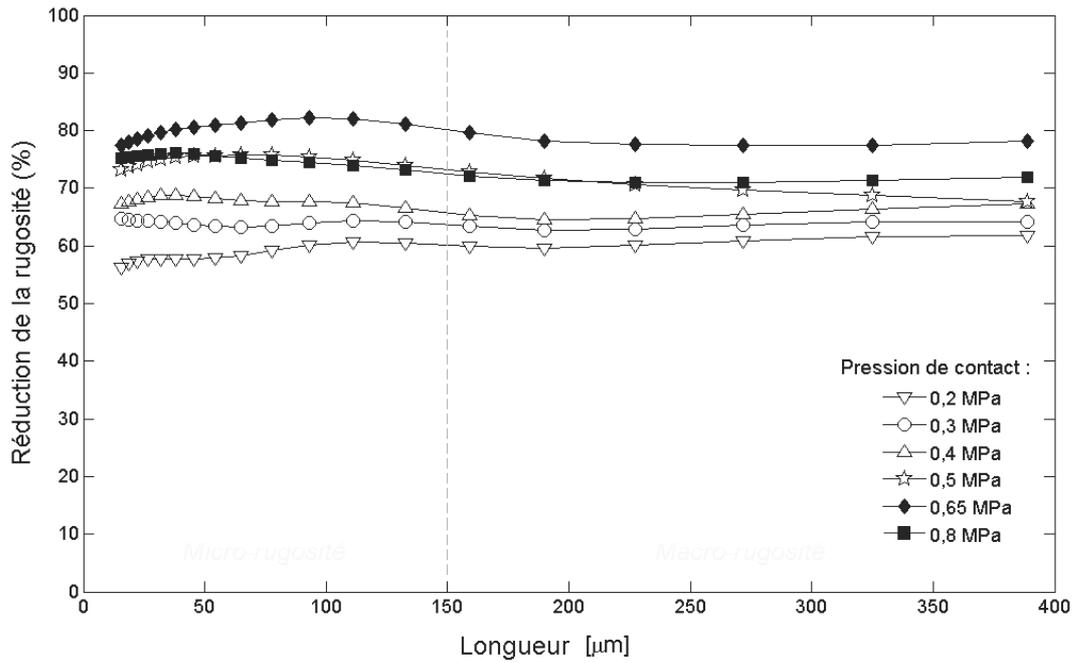


Figure 4.28 – Atténuation de la rugosité en fonction de la pression de contact (palier en acier, granulométrie=30μm, temps de cycle=12s, en toilage à sec).

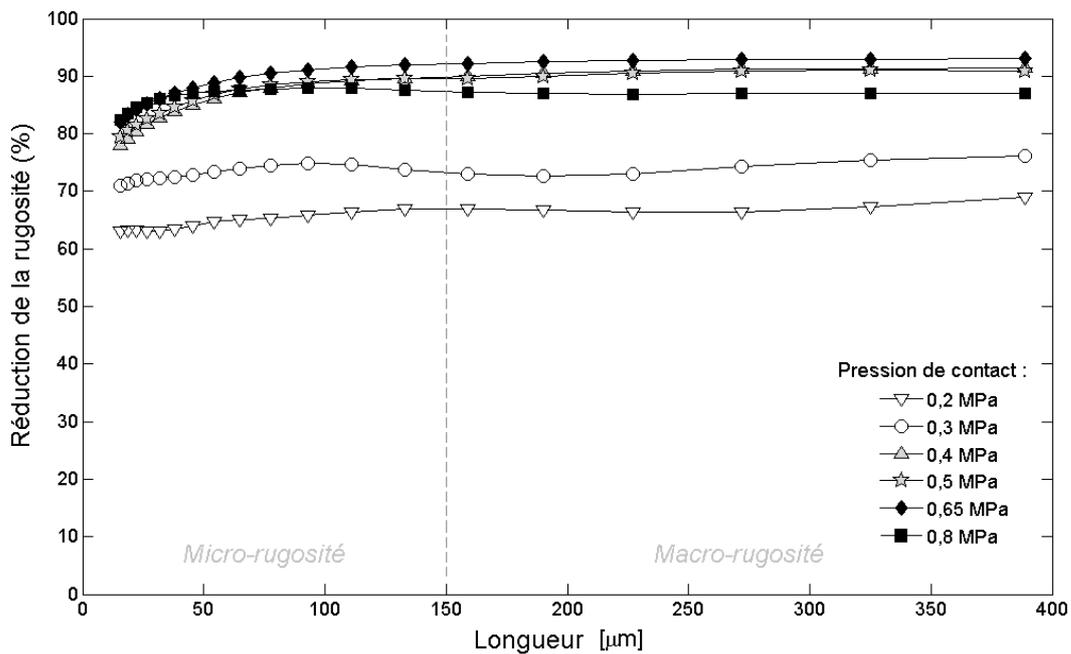


Figure 4.29 – Atténuation de la rugosité en fonction de la pression de contact (palier en acier, granulométrie=30μm, temps de cycle=12s, en toilage avec arrosage).

- l'influence de la taille des grains d'abrasif peut varier en fonction de l'échelle de rugosité (effet d'échelle) ;

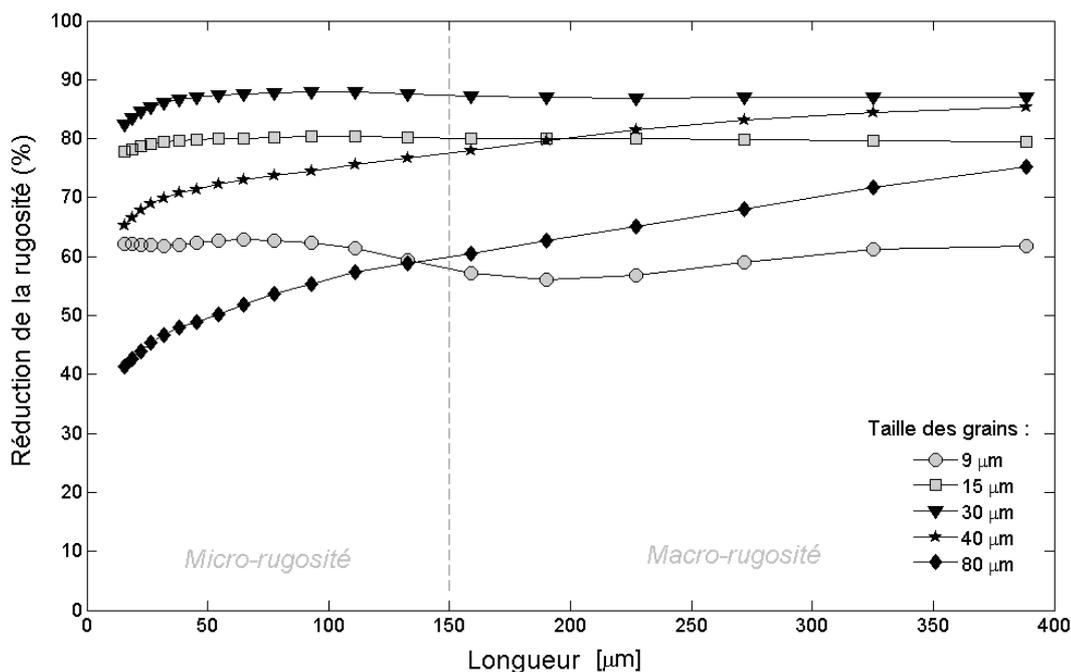


Figure 4.30 – Atténuation de la rugosité en fonction de la taille des grains (palier en acier, pression de contact = 0,8 MPa, temps de cycle = 12s, avec arrosage).

– la superfinish par toilage à forte pression est moins performante avec de très gros grains ou inversement avec de très fine granulométrie (respectivement 80 et 9  $\mu\text{m}$ ). Ces résultats ont suggéré une analyse plus détaillée du spectre de rugosité ( $S_{ma}$ ) qui a été ainsi systématiquement calculé avant et après toilage. Le dépouillement des résultats a fait ressortir qu'il existe un facteur d'environ 2 entre la longueur d'onde ( $L_{max}$ ) relative à la valeur maximale du  $S_{ma}$  et la taille des grains impliquant la plus grande réduction de la rugosité. La figure 4.31 représente les spectres  $S_{ma}$  calculés avant et après toilage d'un palier en fonte. L'évolution du  $S_{ma}$  présente une valeur maximale pour une longueur précise de rugosité ( $L_{max}$ ) qui est d'ordre de 30  $\mu\text{m}$ . Cette longueur caractéristique du motif de surface  $L_{max}$ , une fois multipliée par le facteur de corrélation ici de 2, donne la taille optimale des grains d'abrasif préconisée en toilage. L'analyse des résultats de toilage à différentes granulométries, a démontré que la granulométrie optimale ici était de 60  $\mu\text{m}$ . Ce résultat a été validé, dans le cas du toilage d'acier et de fonte et qui définit un critère multi-échelle de la prédiction de taille optimale des grains d'abrasif comme suit (cf. figures 4.32 et 4.33) :  $d_{optimale} = f_c \cdot L_{max}$

A noter que dans ces tests de validation seulement la granulométrie de toile a été modifiée.

Bien évidemment, la valeur du facteur corrélatif  $f_c$  changera lorsque la configuration de toilage sera modifiée. Notons aussi que la capacité de prédiction du choix de la toile à

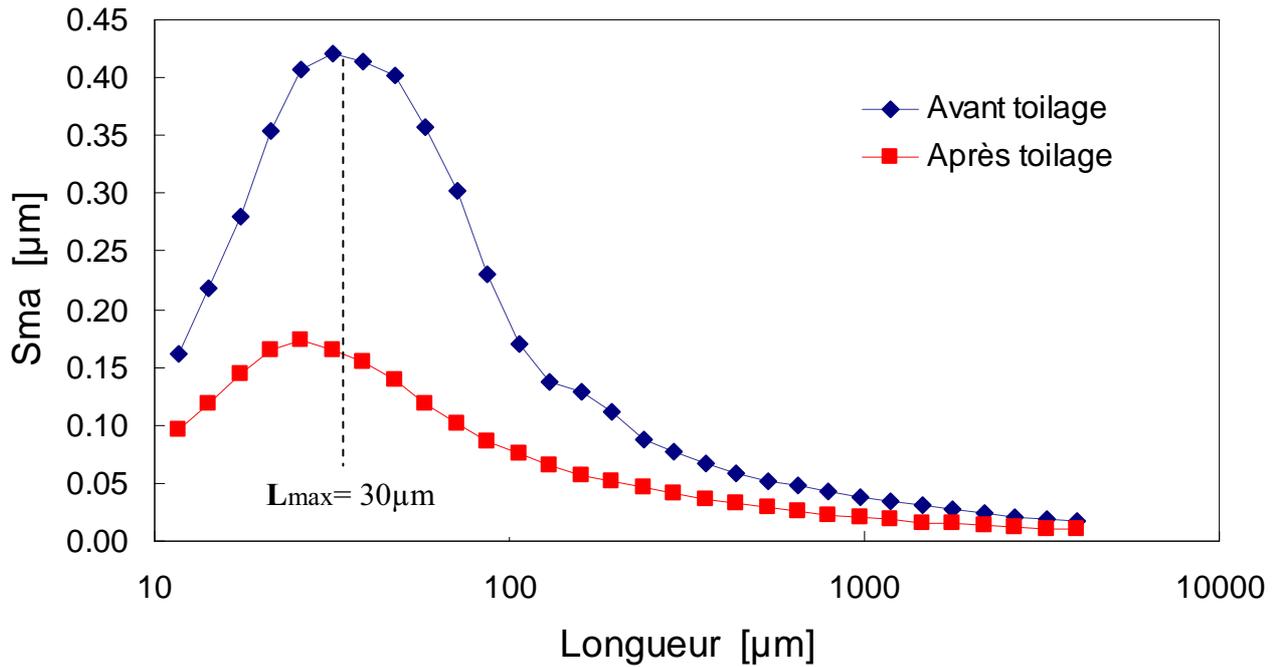


Figure 4.31 – Spectre de  $Sma$  pour une surface en fonte avant et après toilage.

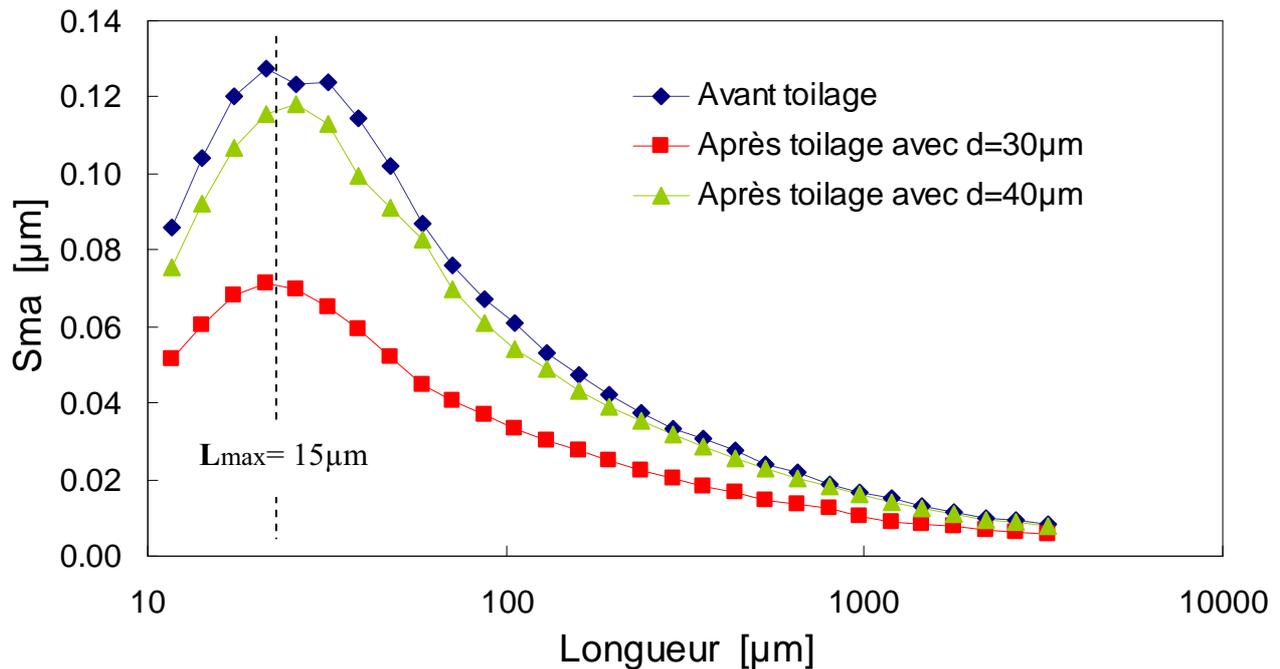


Figure 4.32 – Spectre de  $Sma$  pour une surface en fonte avant et après toilage.

utiliser diminue si le spectre  $Sma$  ne présente pas un pic distinguable. Généralement ce problème apparaît lorsque la valeur de  $L_{max}$  est faible. Bien que l'origine physique du facteur corrélatif ne soit pas encore claire, il représente une piste de corrélation certaine entre

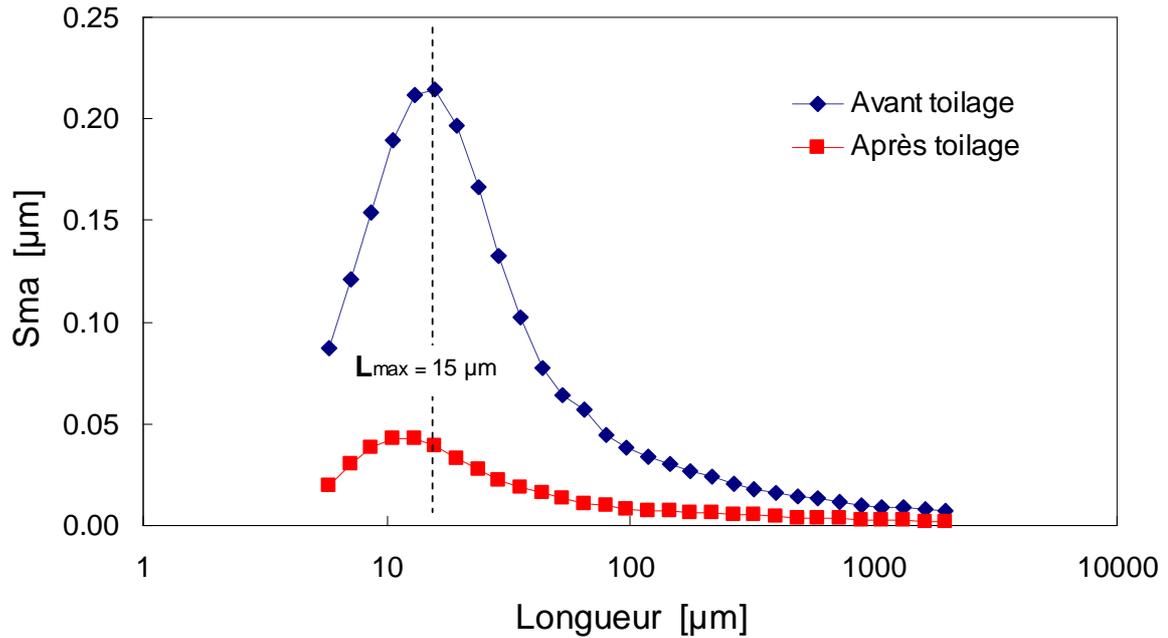


Figure 4.33 – Spectre de  $Sma$  pour une surface en acier avant et après toilage.

les caractéristiques de la surface initiale à un paramètre process aussi important tel que celui de la granulométrie de la toile. Ceci constitue aussi une piste pour le développement d'une modélisation multi-échelle du toilage, qui conduira à terme à l'optimisation de ce procédé dans diverses applications industrielles.

### 4.3 Conclusion

Comme nous l'avons fait remarquer plus haut, les processus de toilage ne peuvent être expliqués sur la base d'un seul mécanisme. En outre, dans la pratique, le toilage s'effectue dans des conditions de couplage très fort des effets des variables process. Le rôle de l'arrosage en toilage, indispensable aux opérations pratiques, modifie presque toujours la cinétique du processus d'usinage à la toile. On peut toutefois définir le toilage par une action abrasive de super finition qui réduit les irrégularités superficielles : les sommets sont écrêtés par enlèvement de matière, les espaces intergrains se remplissent pour former un "troisième corps" qui ensuite subit un piégeage ou s'élimine progressivement. Cette élimination ou rétention se traduit par une intensification de la déformation plastique, avec ou sans enlèvement de matière, de la surface-enveloppe de la pièce à usiner. C'est cet ensemble de processus qui est recouvert par l'expression "toilage". L'énergie motrice qui induit ces processus est la diminution de l'énergie spécifique de coupe des grains

abrasifs. Les deux stades principaux : écrêtement de rugosité de surface par formation de micro-copeaux, réduction de la hauteur des grains et transport de micro-débris par logement intergranulaire, conduisent à diminuer l'action de coupe par toilage. La cinétique du phénomène est gouvernée par les processus physiques qui sont actifs au cours du toilage et qui interviennent, de façon générale, selon les trois composantes suivantes :

- Une composante de micro-entaillage (coupe) ;
- Une composante de micro-défoncement (labourage par déformation plastique) ;
- Une composante de frottement par consommation à l'interface du troisième corps issu des processus de transport par logement et de transfert des micro-débris.

Suivant la surface du matériau toilé, son état de surface et de forme initial, sa microstructure, les conditions de toilage ; l'un ou l'autre de ces mécanismes peut être privilégié et certains peuvent être couplés. La cinétique optimale d'activation des mécanismes est celle qui conduit à une réduction stable des irrégularités de surface sans effet d'échelle avec un renforcement des caractéristiques mécaniques en surface (c-à-d : une endurance des surfaces d'acier ou de fonte accrue dans des proportions considérables).

# Conclusion générale et perspectives

L'objectif de ce travail était de préciser l'action de toilage en liaison avec l'intervention des variables process ainsi que les caractéristiques principales des processus physiques mis en jeu dans la super finition des métaux.

Dans la synthèse bibliographique, nous avons montré les insuffisances des travaux scientifiques sur l'usinage par toilage qui ramènent la connaissance du procédé à un boisseau de faits empiriques montrant l'intervention critique d'un certain nombre de variables du process. Il faut souligner toutefois que l'approche du découplage des composantes de l'effort de toilage semble plus prometteuse car elle prend en compte de façon plus réaliste certains mécanismes physiques activés au cours du toilage. De nombreuses hypothèses doivent cependant être faites, s'appuyant le plus souvent sur des faits expérimentaux, et les calculs sont alors approximatifs.

Afin de mieux cerner les mécanismes physiques qui régissent l'usinage par film abrasif, nous avons introduit une approche tribo-énergétique utilisant le couplage des mesures physiques *in situ* et des expertises de retour d'essais de toilage.

Reprenant alors méthodiquement les connaissances de conception des technologies de toilage, nous avons développé un banc d'essai original basé sur un test de toilage où tous les paramètres limites sont donnés par les conditions de service (essai de service). Ce type d'essai a permis de simuler les conditions réelles de toilage sans renoncer aux exigences du contrôle et des mesures physiques. Les mécanismes physiques entrant en jeu dans le toilage du matériau usiné et au niveau de l'interface toile/pièce ont été ainsi discutés. Aussi les interventions des variables process examinées avec effet d'échelle ont été précisées.

Bien que le toilage agit par écrêtement de rugosité et par formation de micro-copeaux, la structure du film abrasif, caractérisée par un pouvoir de logement élevé, semble freiner voire transformer cette action de coupe en phénomène de frottement et de labourage. Par ailleurs, la ductilité et l'homogénéité microstructurale du matériau usiné semble conditionner, entre autres phénomènes, l'épaisseur de la couche écrouie et l'endurance de la surface toilée.

Nous avons présenté aussi des résultats originaux qui montrent, par une approche multi-échelles, l'effet d'échelle de rugosité sur l'intervention des variables process. Celui-ci conditionne fortement la stabilité du process de toilage et permet de mieux préciser la qualité tribologique de surface en terme du besoin fonctionnel. D'autres développements devraient permettre de mieux rendre compte de l'origine physique de cet effet d'échelle.

Un autre champ d'étude s'ouvre cependant pour une modélisation plus correcte de l'usinage par film abrasif. Elle doit permettre la détermination des efforts, de la microgéométrie et de l'intégrité de surface à partir des conditions de toilage et des propriétés rhéologiques du matériau usiné et de l'organisation de rugosité de la toile abrasive.

# Annexe 1 : Brevets déposés

Les travaux de cette étude sur le procédé de toilage ont fait l'objet de quatre brevets déposés conjointement par RENAULT S.A.S. et l'ENSAM. Leurs objectifs sont l'augmentation du taux d'enlèvement de matière et la réduction des irrégularités superficielles afin d'améliorer l'efficacité du procédé de toilage et la qualité des surface usinées.

## Brevet N°1 : Inserts de toilage multi-matériau

*Référence : n°06-04752 (29-05-2006)*

*Inventeurs : E.Sura, M.Zelisko, T.Dal Negro*

### Solution technologique brevetée

Cette invention présente une nouvelle configuration de mâchoire (cf. figure 1) qui combine les deux types d'inserts : inserts rigides et inserts souples utilisés respectivement pour la réduction des défauts macro et micro-géométriques.

### Exposé de l'invention

Chaque mâchoire est composée :

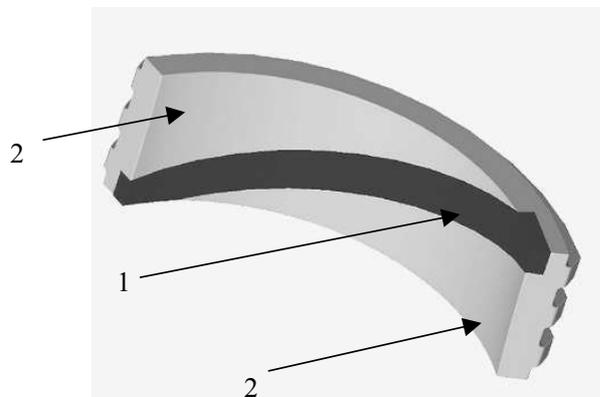


Figure 1 – Insert multi-matériau : 1)élément rigide ; 2)élément souple

- d'un insert rigide (1) positionné en diagonale sur la surface de contact de la portée cylindrique à toiler,
- de deux inserts souples (2), de forme triangulaire curviligne, répartis symétriquement des deux côtés de l'insert rigide.

Les trois éléments de l'insert pressent simultanément la toile abrasive contre la surface de la pièce à usiner. L'élément rigide permet la réduction des défauts de forme. Les éléments souples réduisent les caractéristiques d'état de surface de la portée. Le niveaux de rigidité de chacun des types d'inserts est fonction du niveau de qualité recherché.

### Variantes

Les variantes brevetées de la structure de l'insert multi-matériau sont :

1. la segmentation de l'insert pour faciliter à la fois sa fabrication et l'évacuation des micro-copeaux lors de la finition (cf. figure 2a).
2. l'angle d'orientation de l'élément "insert rigide" (cf. figure 2b).

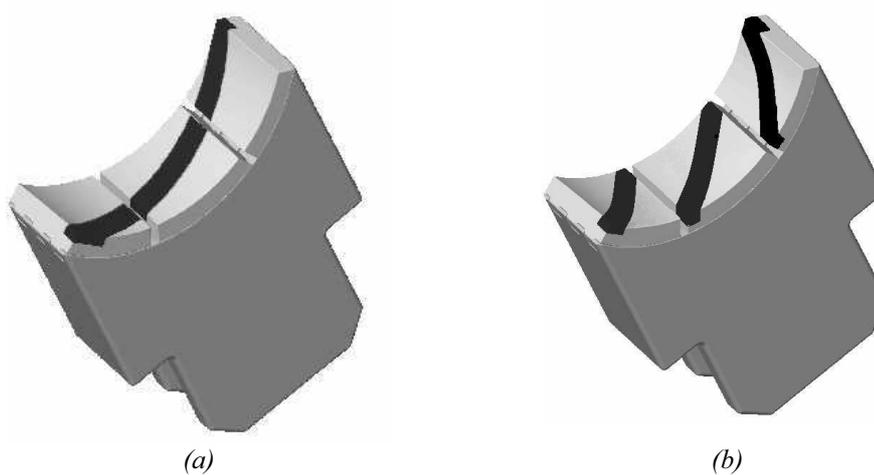


Figure 2 – Variantes proposées : a) insert multi-matériau segmenté; b) insert multi-matériau segmenté présentant une inclinaison supérieure de l'élément rigide.

## Brevet N°2 : Mâchoires asservies en pression pour le toilage de portées cylindriques

*Référence : n°06-07917 (11-09-2006)*

*Inventeurs : E.Sura, M. El Mansori, T. Dal Negro*

### Solution technologique brevetée

Cette invention découle directement des travaux de cette étude. L'influence déterminante de la pression locale de contact a conduit au développement de mâchoires instrumentées en pression (cf. figure 3). Les inserts (2) y sont montés de façon à se déplacer radialement vers le centre de la portée cylindrique à usiner par l'intermédiaire des micro-vérins (3) logés à l'intérieur de la mâchoire (1). Les micro-vérins sont alimentés par un circuit commun (5) de manière que tous les inserts pressent avec la même pression la toile abrasive contre la pièce. L'asservissement en pression des mâchoires assure une distribution constante de la pression de contact qui est connue localement, c-à-d. en correspondance de chaque insert,

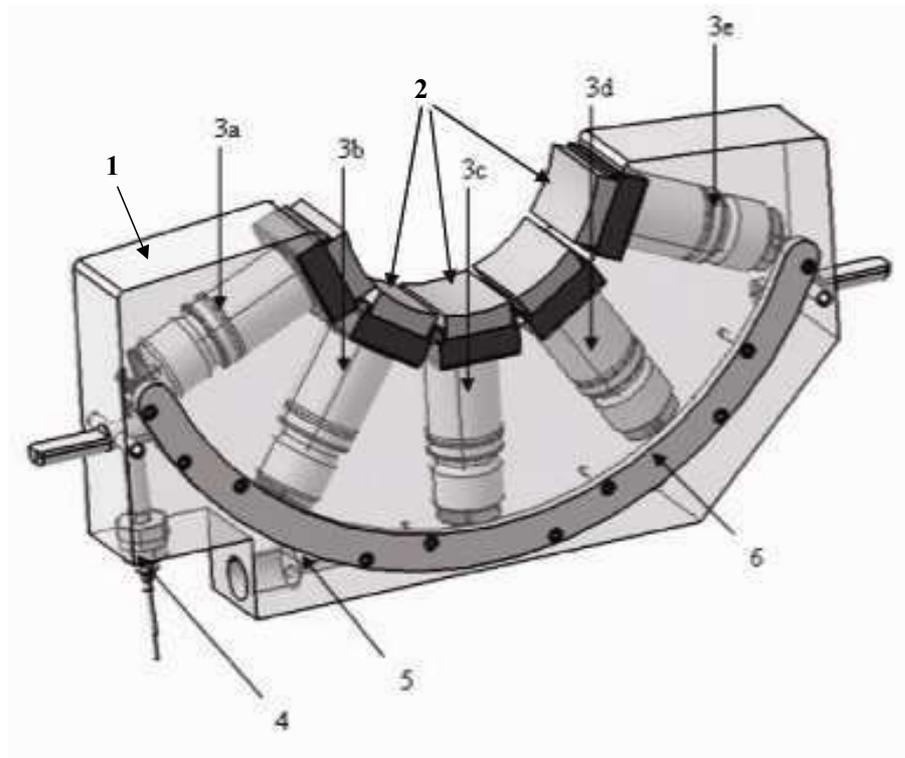


Figure 3 – Mâchoire asservie en pression pour le toilage des portées des vilebrequins :  
1)Mâchoire ; 2)Inserts ; 3)Micro-vérins hydrauliques ; 4)Capteur de la pression de l'huile ;  
5)Rail d'alimentation des micro-vérins ; 6)Bouchon du rail d'alimentation des micro-vérins.

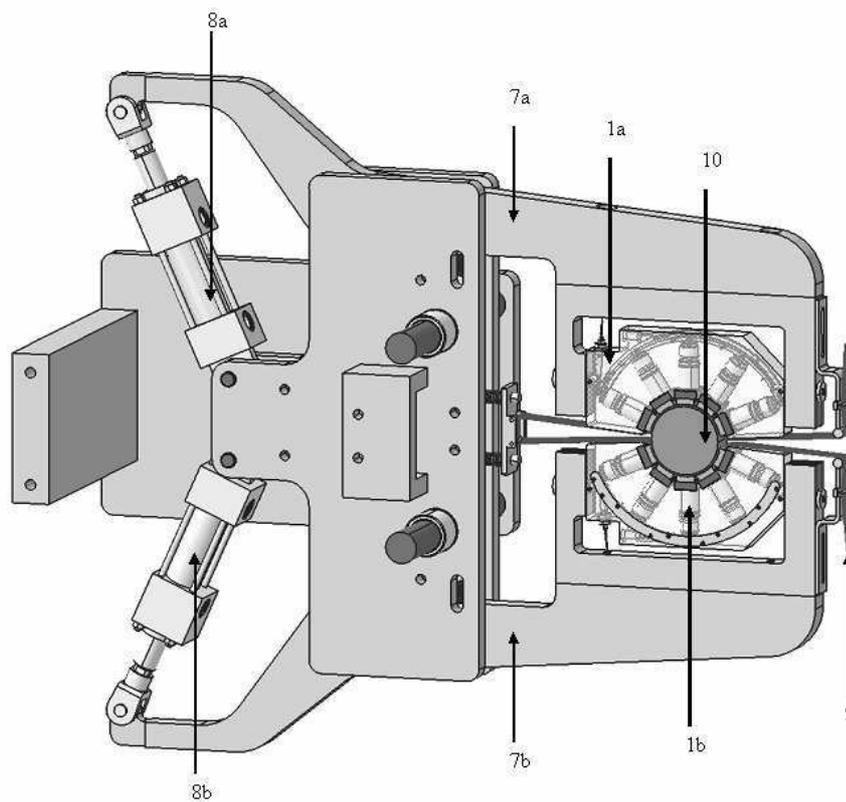


Figure 4 – Dispositif équipé des mâchoires asservies en pression pour le toilage des portées des vilebrequins : 1)Mâchoires de toile supérieure (a) et inférieure (b) ; 7)Bras des mâchoires supérieur (a) et inférieur (b) ; 8)Vérins hydrauliques supérieur (a) et inférieur (b) pour l'ouverture/fermeture des bras des mâchoires ; 9)Toile abrasive ; 10)Section de la portée-vilebrequin à usiner.

pendant toute la durée de l'opération de toilage.

Le dispositif de toilage complet, d'architecture horizontale de type Bader, est présenté en figure 4. Il a été réalisé entièrement et utilisé dans le cadre de la thèse.

## Brevet N°3 : Mâchoires asservies localement en pression pour le toilage de portées cylindriques

*Référence : n° 07-02053 (21-03-2007)*

*Inventeurs : E.Sura, M.El Mansori, T.Dal Negro*

### Solution technologique brevetée

Ce brevet permet le pilotage local de la pression de contact de chaque insert indépendamment les uns des autres (cf. figure 5). Les inserts (2) de la mâchoire se déplacent

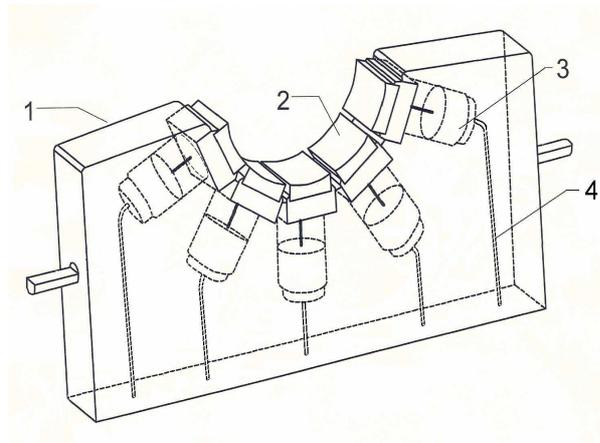


Figure 5 – Mâchoire asservie localement en pression pour le toilage des portées des cylindriques : 1)Mâchoire ; 2)Inserts ; 3)Micro-vérins ; 4)Circuit d'alimentation du micro-vérin.

radialement puis compriment la toile avec une pression de contact pré-définie sur le cylindre usiné. Cette translation radiale est assurée par des micro-vérins hydrauliques (3) logés dans la mâchoire. Dans l'invention proposée ici, chaque micro-vérin hydraulique est alimenté indépendamment des autres et par conséquent, chaque insert applique localement sur l'outil abrasif une pression de toilage différente. Différents modes d'action abrasive peuvent être ainsi activés localement en fonction des objectifs de qualité des paliers de vilebrequin toilés ou de l'état d'usure de la bande abrasive.

## Brevet N°4 : Mâchoire pour le toilage de portées cylindriques optimisant le nettoyage de la toile abrasive et la lubrification de la surface à usiner

*Référence : PJ 8124*

*Inventeurs : E.Sura, M.El Mansori, T.Dal Negro*

### Solution technologique brevetée

Les travaux de cette étude ont montré le chargement de la bande abrasive par des amas localisés de micro-copeaux entre les grains. Ce brevet présente une solution technologique de lubrification et de nettoyage de l'outil abrasif afin d'empêcher et d'éliminer son colmatage (cf. figure 6). L'objet de ce brevet consiste en une mâchoire de toilage (vue globale cf. figure 6) équipée d'un dispositif pour le nettoyage de la toile abrasive et pour la lubrification de la surface à usiner (détails cf. figure 7). Le principe de cette solution est d'injecter sous pression le lubrifiant sur la portée à usiner et de nettoyer la toile avec le

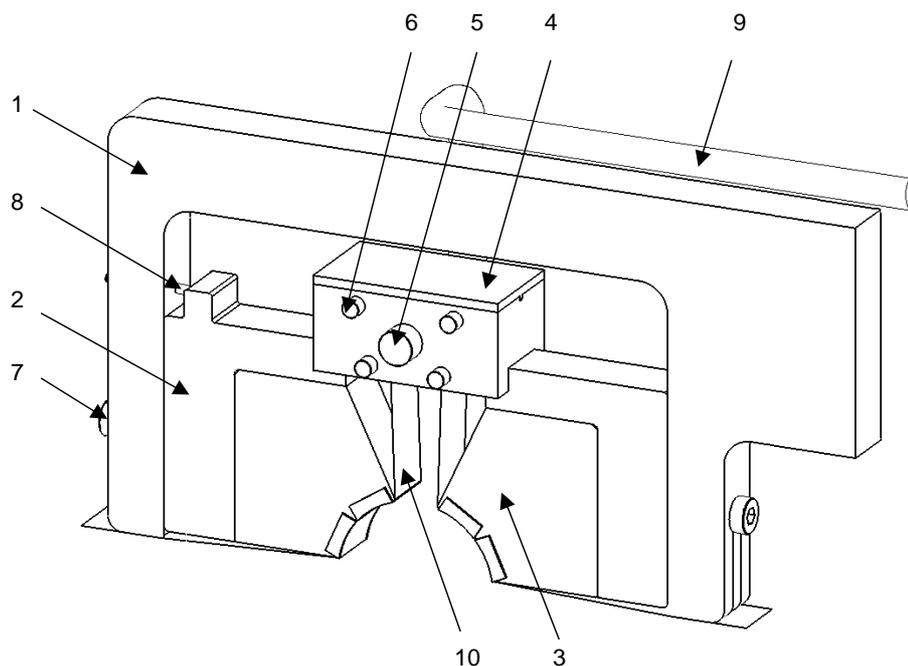


Figure 6 – Vue globale de la mâchoire équipée d'un dispositif d'arrosage et nettoyage combinés : 1) Bras de la mâchoire ; 2) Support de la mâchoire ; 3) Mâchoire (composée de deux parties) ; 4) Couvercle ; 5) Axe d'arrosage et de nettoyage combiné ; 6) Rouleaux de renvoi de la toile abrasive ; 7) Vis de pivotement de la mâchoire ; 8) Axe de guidage du pivotement de la mâchoire ; 9) Tuyau d'alimentation du lubrifiant ; 10) Toile abrasive

même lubrifiant. Le support (2) de la mâchoire (3) contient des rouleaux (6) de guidage de la toile abrasive (10), laquelle, déviée à l'intérieur de la mâchoire (détail reporté en figure 6), est nettoyée par deux (ou plus) jets de lubrifiant sortant d'un axe (5) logé au centre des rouleaux (6). L'axe (5), contenant les buses, est relié à une pompe hydraulique par un tuyau d'alimentation (9). Le tuyau peut être composé d'un ou plusieurs circuits indépendants ; dans ce cas, l'arrosage et le nettoyage peuvent être effectués à des pressions différentes et la toile abrasive peut être nettoyée pendant et après la finition. Le diamètre des buses de l'axe percé (11 et 12 en figure 7(b)) peut être adapté en fonction de la pression délivrée par la pompe et des exigences fonctionnelles. Le nombre et l'orientation des buses peuvent être également modifiés. Notons que la toile abrasive est nettoyée deux fois car le système proposé est installé dans les deux mâchoires (inférieure et supérieure) du dispositif de toilage.

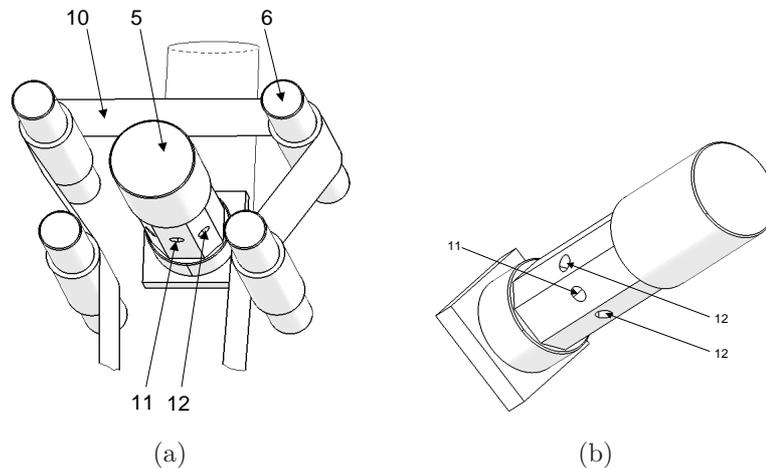


Figure 7 – Détails du système d'arrosage avec jet nettoyant combiné : 5)Axe d'arrosage et de nettoyage combiné ; 6)Rouleaux de renvoi de la toile abrasive ; 10)Toile abrasive ; 11)Buse pour la lubrification ; 12)Buse pour le nettoyage de la toile.



# Annexe 2 : Etudes de cas industriels

Le travail de thèse CIFRE qui fait l'objet de ce document a été accompagné par plusieurs activités-métiers ponctuelles avec le partenaire industriel. Ces activités ont concerné, entre autre, la rédaction de " standards " de production (par exemple plan de surveillance et arbre de défaillance), et des analyses des cas industriels en toilage. Deux parmi ceux-ci seront ici brièvement décrits. Le but est de montrer la complémentarité et l'interdépendance de ce travail de recherche avec la réalisation du progrès industriel.

## Cas 1 : Spécifications d'État de Surface des cônes des pignons fous de boite de vitesses automobile

*Etude de sensibilité : Paramètres process → critères d'état de surface → critères fonctionnels*

### Contexte du cas industriel

Les spécifications d'état de surface sur les cônes toilés des pignons fous et des baladeurs marche arrière sont composées de 9 critères (rugosité, ondulation, taux de portance). La connaissance uniquement empirique du procédé de toilage ne permet pas, sur site de production de l'usine RENAULT de Séville (Espagne) une maîtrise continue de la qualité. Peuvent être en cause :

- la stabilité des opérations de toilage (ébauche et finition),
- le choix optimal d'une configuration des paramètres process,
- la compatibilité entre les valeurs des différents critères d'état de surface spécifiés.

### Objectifs de l'étude

- Définir une nouvelle spécification de l'état de surface pour les cônes de pignons fous et baladeurs marche arrière assurant le respect des critères fonctionnels.
- Vérifier l'efficacité du procédé de finition choisi, c-à-d. le double toilage.
- Identifier la configuration de toilage optimale apte à respecter de manière stable

les nouvelles spécifications tout en respectant les impositions économiques.

### **Démarche suivie**

L'étude s'est déroulée selon la progression suivante :

1. analyse expérimentale de la sensibilité des critères d'état de surface aux paramètres process en toilage de finition (Laboratoire Mécanique et Procédés de Fabrication, ENSAM, Châlons en Champagne). L'objectif est d'identifier les paramètres process les plus influents sur les différents critères d'état de surface investigués ;
2. analyse de la sensibilité des critères d'état de surface à des variations limitées (d'environ 10%) des paramètres process les plus influents (Usine RENAULT, Séville). L'objectif est d'évaluer la stabilité du process lors d'une dérive en fabrication ;
3. analyse de la sensibilité des critères d'état de surface à des variations importantes (supérieures au 50%) des paramètres process (Usine RENAULT, Séville). L'objectif est de réaliser différentes configurations des critères d'état de surface en vue d'essais fonctionnels des cônes toilés sur banc instrumenté ;
4. analyse, par des tests sur banc d'essais reproduisant les conditions de fonctionnement, de la sensibilité des performances fonctionnelles des pignons aux caractéristiques superficielles d'état de surface (Centre Technique RENAULT, Lardy). L'objectif est d'identifier les influences des critères d'état de surface sur les performances fonctionnelles des pièces ;
5. définition d'un nouveau spectre d'état de surface ;
6. validation industrielle (Usine RENAULT, Séville).

### **Résultats et conclusions**

L'étude menée a permis de définir un nouveau spectre des spécifications d'état de surface des cônes des pignons fous : 6 critères d'état de surface ont été retenus avec des tolérances élargies. Les paramètres process assurant de manière stable le respect du niveau de qualité ont été définis, en améliorant les impositions économiques.

## **Cas 2 : Faisabilité industrielle de finition des portées de vilebrequins en double toilage**

*Obtention d'un  $Ra < 0,05 \mu m$  sur les portées des vilebrequins en 2 opérations de toilage*

### **Contexte du cas industriel**

La définition d'un nouveau type de vilebrequin a conduit à la spécification d'un niveau de rugosité très faible des portées cylindriques ( $Ra < 0,05 \mu\text{m}$ ). Actuellement des tolérances en état de surface ainsi sévères sont obtenues en trois étapes de toilage. L'objectif ici est d'optimiser le processus en le ramenant à 2 étapes de toilage.

### **Objectifs de l'étude**

Valider la faisabilité et identifier le réglage des paramètres process pour obtenir un  $Ra < 0,05 \mu\text{m}$  en deux opérations de toilage (une opération de toilage " ébauche " et une de toilage " finition ") tout en assurant le respect de tolérances géométriques et dimensionnelles des portées. Ceci permettrait d'éliminer une étape de toilage (donc une machine) avec un enjeu économique conséquent d'environ 500 000 euros.

### **Démarche suivie**

L'étude s'est déroulée selon la progression suivante :

1. analyse expérimentale sur éprouvettes de la sensibilité du critère Ra aux paramètres process en toilage par mâchoires enveloppantes (Laboratoire Mécanique et Procédés de Fabrication, ENSAM, Châlons en Champagne). Objectif : identifier les paramètres process les plus influents sur le critère d'état de surface Ra.
2. identification de la configuration de toilage à respecter dans les deux étapes de toilage et première validation sur des pièces de série (Laboratoire Mécanique et Procédés de Fabrication, ENSAM, Châlons en Champagne). Objectif : évaluer la fiabilité de la configuration de toilage retenue sur des pièces de série.
3. validation de la configuration retenue avec les moyens de production existants (Usine RENAULT, Cléon). Objectif : évaluer l'efficacité et la répétitivité des performances de la configuration de toilage identifiée lors des tests sur le banc d'essai.
4. application de la configuration retenue et son optimisation sur la nouvelle ligne de production. Objectif : analyser la stabilité et les performances de la configuration de toilage en deux étapes et évaluer, selon les critères d'acceptation de production, sa faisabilité industrielle (Usine RENAULT, Séville).

### **Résultats et conclusions**

A ce jour, les résultats obtenus indiquent que la réalisation des portées de vilebrequins caractérisées avec un niveau de rugosité inférieure à  $0,05 \mu\text{m}$  est possible en seulement deux étapes de toilage. Notons ici que l'apport du travail de thèse mené sur

le procédé de toilage a permis de mieux identifier les effets des principales variables process sur l'état de surface des pièces toilées. A noter aussi, en conclusion, que le haut niveau de qualité superficielle exigé dans ce cas a nécessité une investigation approfondie des méthodes et des moyens métrologiques. Une procédure spécifique de mesure a été ainsi définie afin d'assurer la fiabilité des résultats.

# Annexe 3 : Production scientifique

## Publications dans revues internationales

[1] El Mansori M., Sura E., Ghidossi P., Dal Negro T., Khanfir H., Deblaise S.  
*Toward physical description of form and finish performance in dry belt finishing process by a tribo-energetic approach*, **Journal of Materials Process Technology**, 182 (1-3), pp. 498-511, 2006.

[2] Sura E., El Mansori M., Ghidossi P., Deblaise S.  
*An energy analysis of belt grinding process and its applications to the time cycle and tracking effects*, **Journal of Machining Science and Technology**, 11-2, pp. 217-234, 2007.

## Publications dans revues nationales

[3] El Mansori M., Sura E., Ghidossi P., Dal Negro T., Khanfir H., Deblaise S.  
*Analyse tribo-énergétique du procédé de toilage : intervention des variables "process" - fréquence d'oscillation et temps de cycle sur les caractéristiques d'état de surface et de forme*, **Mécanique & Industrie**, 7 (5-6), pp. 505-510, 2006.

[4] El Mansori M., Sura E., Ghidossi P., Geoffroy R., Deblaise S.,  
*Procédé de super finition par toilage : analyse énergétique des variables "process" - temps de cycle et fréquence d'oscillation*, **Mécanique & Industrie**, accepté le 23 Janvier 2007.

## Conférence internationale invitée

[1] Sura E., El Mansori M., Ghidossi P., Dal Negro T., Khanfir H., Deblaise S.  
*Effects of contact pressure distribution on surface finish and geometry aspects in belt finishing process*, **Surface Finishing Industry Council (SUR/FIN)**, September 18-21, Milwaukee, Wisconsin, **2006**.

## Communications dans des congrès internationaux

[1] Ghidossi P., El Mansori M., Sura E., Geoffroy R., Deblaise S.  
*Procédé de superfinition par toilage : analyse énergétique des variables "process" - temps de cycle et fréquence d'oscillation*, **4<sup>th</sup> International Conference on Integrated Design and Production**, November 9-11, Casablanca, Morocco, **2005**.

[2] Sura E., El Mansori M., Ghidossi P., Deblaise S.  
*An energy analysis of belt grinding process and its applications to the time cycle and tracking effects*, **5<sup>th</sup> International Conference on High Speed Machining**, March 14-16, Metz, France, **2006**.

[3] Sura E., El Mansori M., Ghidossi P., Dal Negro T., Khanfir H., Deblaise S.  
*Tribo-energetic analysis of form and finish performance in dry belt finishing of diesel-engine crankshaft journals*, **2<sup>nd</sup> International Meeting of abrasion**, May 9-10, ENSAM, Châlons en Champagne, France, **2006**.

[4] Sura E., El Mansori M., Mezghani S.  
*Identification of working variables effects on surface signature by belt finishing*, **62<sup>nd</sup> STLE Annual Meeting (Society of Tribologists and Lubrication Engineers)**, May 5-10, Philadelphia, Pennsylvania, **2007**.

[5] Sura E., El Mansori M., Mezghani S.  
*Effects of contact pressure distribution on surface finish and geometry aspects in belt finishing process*, **3<sup>rd</sup> International Conference on Tribology in Manufacturing Processes (ICTMP)**, September 24-26, Yokohama, Japan, **2007**.

# Bibliographie

- [1] D.M. Schibish and U. Friedrich. *Technologie de superfinition : des surfaces de haute précision*. Verlag Modern Industrie, SUPFINA Griebshaber, 2001.
- [2] Encyclopédie Larousse. ISBN : 2-03-153101-8.
- [3] E. Felder. *Procédés d'usinage*. Techniques de l'Ingénieur. B7000.
- [4] M.C. Shaw. *Principles of abrasive processing*. Oxford Science Publications, 1996. ISBN : 0-19-859021-0.
- [5] P.S. Sreejith and B.K.A. Ngoi. Material removal mechanisms in precision machining of new materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 :1831–1843, 2001.
- [6] AFNOR. NF-EN-ISO-12085 : état de surface : Méthode du profil ; paramètres liés au profil. Norme AFNOR, 1998.
- [7] CNOMO. GE40-082N : Fascicule de formation état de surface. norme CNOMO, 2003.
- [8] Minasse Abebe and F. C. Appl. Theoretical analysis of the basic mechanics of abrasive processes : Part i : General model. *Wear*, 126 :251–266, 1988.
- [9] Zhen Bing Hou and Ranga Komanduri. On the mechanics of the grinding process - part i. stochastic nature of the grinding process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 :1579–1593, 2003.
- [10] S.H. Chang, T.N. Farris, and S. Chandrasekar. Contact mechanics of superfinishing. *Trans.ASME*, 122 :388–393, 2000.
- [11] H. Kim and K. Marshek. Belt forces with grinding. *Engineering for Industry*, 110 :201–211, 1988.
- [12] G. Zambelli and L. Vincent. *Matériaux et contact -Une approche tribologique-*. Presses polytechniques et universitaires romandes, 1998.
- [13] G.W. Stochowik and A.W. Botchelar. *Engineering Tribology*. Butterworth-Heinemann, 2001.

- [14] A. Jourani, M. Dursapt, H. Hamdi, J. Rech, and H. Zahouani. Effect of the belt grinding on the surface texture : Modeling of the contact and abrasive wear. *Wear*, 259 :1137–1143, 2005.
- [15] W. Qu, K. Wang, M.H. Miller, Y. Huang, and A. Chandra. Using vibration-assisted grinding to reduce subsurface damage. *Precision Engineering*, 24 :329–337, 2000.
- [16] H. Kim and K. Marshek. Force distribution for a flat belt drive with a concentrated contact load. *Mechanism and Machine Theory*, 25 :667–677, 1990.
- [17] M.C. Shaw. *Metal cutting principles*. Oxford Science Publications, 1984.
- [18] J. Bielle. Usinage par grains d’abrasif non libres : choisir la meule ou le film abrasif? Communication privée.
- [19] R.W. Story. Forces and force ratios in grinding with coated abrasives. *Journal of Engineering for Industry*, pages 407–410, 1968.
- [20] S. Malkin. *Grinding Technology : Theory and applications of machining with abrasives*. 1989.
- [21] T.K. Puthanangady and S. Malkin. Experimental investigation of the superfinishing process. *Wear*, 185 :173–182, 1995.
- [22] PATENT US 4.682.444. Microfinishing apparatus and method. *Industrial Metal Products Corporation, Lansing, Mich.*, 1987.
- [23] PATENT US 5.311.704. Method and apparatus for correcting diametrical taper on a workpiece. *Barton, Waterford, Mich.*, 1994.
- [24] PATENT US 5.531.631. Microfinishing tool with axially variable machining effect. *Industrial Metal Products Corporation, Lansing, Mich.*, 1996.
- [25] PATENT US 5.695.391. Superfinishing machine. *Supfina Grieshaber GmbH and Co, Remscheid, Germany*, 1997.
- [26] PATENT US 5.651.719. Tool for abrasive belt machining of cylindrical bearing surfaces with provision for monitoring bearing surface diameter. *Supfina Grieshaber GmbH and Co, Remscheid, Germany*, 1997.
- [27] PATENT JP 243.480. Surface finishing apparatus and method. *Nissan Motor Co, Yokohama-shi Kanagawa-ken, Japan*, 2004.
- [28] PATENT JP 268.164. Surface finishing apparatus and method. *Nissan Motor Co, Yokohama-shi Kanagawa-ken, Japan*, 2004.
- [29] PATENT JP 276.122. Surface finishing apparatus and method. *Nissan Motor Co, Yokohama-shi Kanagawa-ken, Japan*, 2004.

- 
- [30] ISO. ISO-6318 : Mesure de la circularité - termes, définitions et paramètres de circularité. Norme ISO, 1985.
- [31] AFNOR. NF-EN-ISO-11562 : état de surface : Méthode du profil. caractérisation métrologiques des filtres à phase correcte. Norme AFNOR, 1998.
- [32] AFNOR. NF-EN-ISO-13565 PARTIES 1, 2 ET 3 : état de surface : Méthode du profil ; surfaces ayant des propriétés fonctionelles différentes suivant les niveaux. Norme AFNOR, 1996.
- [33] Ge Guo, Xijian Ping, Dongchuan Hu, and Juanqi Yang. *Intelligent Computing in Signal Processing and Pattern Recognition*. Chapitre : An Efficient Segmentation Algorithm Based on Mathematical Morphology and Improved Watershed, Editions Springer Berlin / Heidelberg 2006, ISBN : 978-3-540-37257-8.
- [34] Renault. norme 02-21-001/-f : Fontes pour pièces de véhicules. Norme Interne Renault, 2004, révision mars 2005.
- [35] AFNOR. NF-X-06-050 : étude de la normalité d'une distribution. Norme AFNOR, 1991.
- [36] AFNOR. NF-X-06-065 : Introduction à l'utilisation des tests statistiques : Comparaison de deux échantillons. Norme AFNOR, 1971.
- [37] K.H. Zum Gahr. Wear by hard particles. *Tribology international*, 31 :587–596, 1998.
- [38] E. Rabinowicz, L.A. Dunn, and P.G. Russell. A study of abrasive wear under three-body conditions. *Wear*, 4 :345–355, 1961.
- [39] K.L.Johnson. *Contacts mechanics*. Cambridge University Press, 1984.
- [40] J.F. Archard. Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of Applied Physics*, 24 :981–988, 1953.
- [41] S. Mezghani. *Approche multi-échelle de caractérisation tridimensionnelle des surfaces -Application aux procédés d'usinage-*. PhD thesis, Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes, Ecole Centrale de Lyon.
- [42] H. Zahouani, S. Mezghani, R. Vargiolu, and M. Dursapt. Multi-scale study of abrasion signature by 2d wavelet decomposition. *World Tribology congress III, Washington, USA*, 12-16 Septembre :839–840, 2005.
- [43] H. Zahouani, S. Mezghani, R. Vargiolu, and M. Dursapt. Identification of manufacturing signature by 2d wavelet decomposition. *10th International Conference Metrology and Properties of Engineering Surfaces, Saint Etienne, France*, 4-7 juillet :61–68, 2005.

